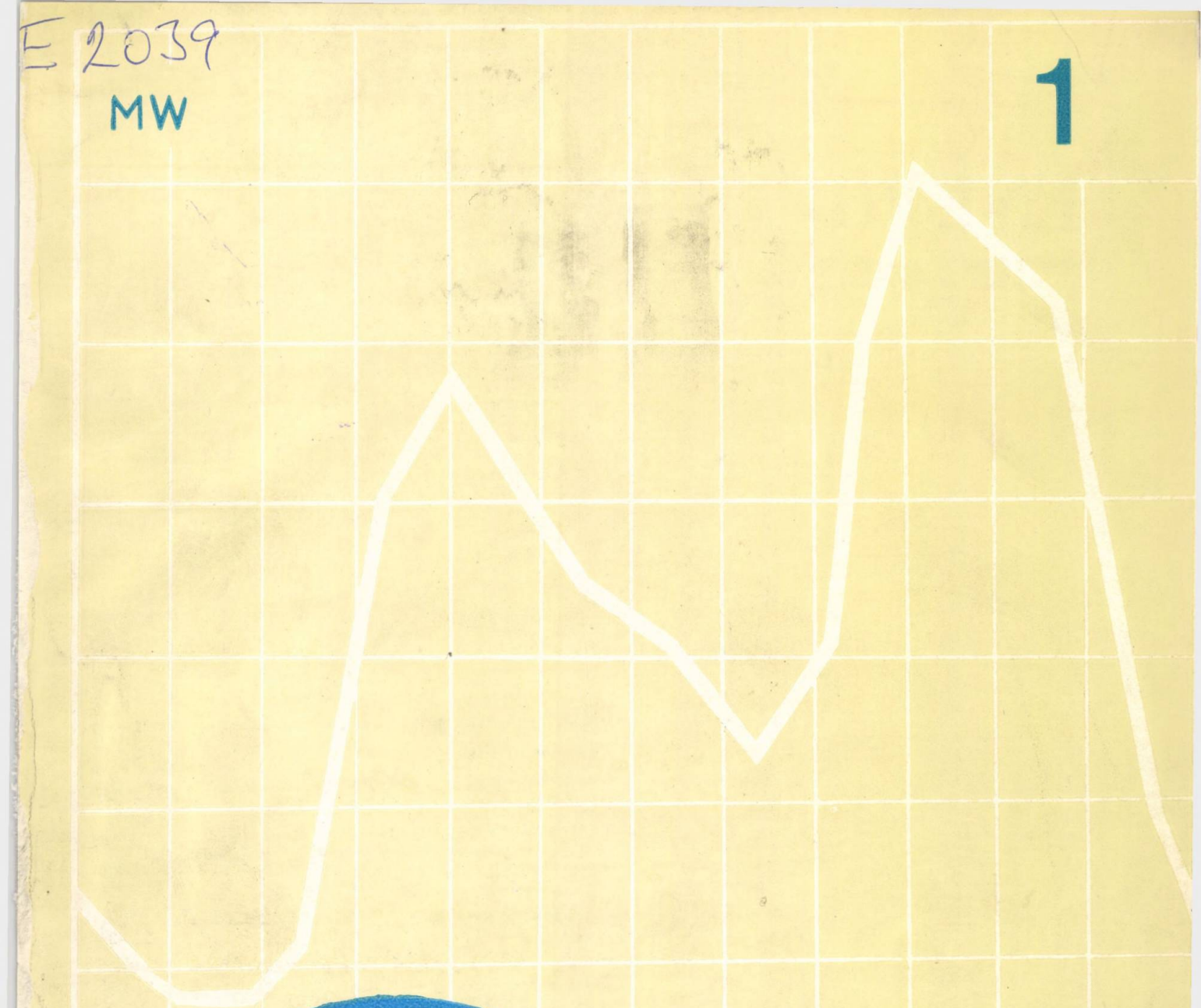
E 2039
MW

1



energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREȘTI
IANUARIE 1976

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANVL 24 Nr. 1 ianuarie

Cuprinsul

		pag.
N. Mănescu	**Orientări prioritare în sectorul energetic**	1— 2
V. Popescu	**Amenajarea hidroenergetică Someş**	3— 8
Al. Diacon, I. Seleanu şi R. Popa	**Model liniar-neliniar de optimizare hidroenergetică pe termen scurt**	9—16
C. Mihăilcanu, Fl. Ardeleanu, Al. Măruţă, E. Müller, P. Treanţă şi C. Dumitru	**Studiu privind comportarea termică a cursurilor de apă sub influenţa apelor calde provenite de la centralele termoelectrice**	16—21
V. Athanasovici, C. Răducanu şi E. Valea	**Optimizarea regimurilor de livrare a căldurii din CET urbane**	22—24
D. Ionescu-Siseşti şi E. D. Cinski	**Utilizarea căldurii reziduale sau nefolosite de la centralele termoelectrice**	25—26
H. Crisciu, V. Neagu şi I. Radu	**Metodologie şi algoritm pentru amplasarea optimă a posturilor de transformare în cadrul schemelor de alimentare şi distribuţie a energiei electrice, aferente marilor consumatori industriali.**	27—34
D. Burdeţi	**Îmbunătăţiri aduse schemelor de semnalizare la blocurile de 210 MW, pentru creşterea siguranţei şi selectivităţii în funcţionare**	35—39
CRONICĂ		
A. Leca	**Sesiunea jubiliară cu tema: „Ridicarea economicităţii funcţionării sistemului energetic", cu prilejul aniversării a 25 de ani de la înfiinţarea Facultăţii de energetică**	40—42

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Orientări prioritare în sectorul energetic

Ing. **Nicolae Mănescu,**
ministrul energiei electrice

A trecut un sfert de [illegible] cînd Comitetul Central al Partidului Comunist Român a aprobat primul [illegible] de electrificare a țării și pășim în cincinalul 1976—1980, „cincinalul revoluției tehnico-științifice", a cărui realizare va marca un nou succes pe drumul construirii societății socialiste multilateral dezvoltate și al trecerii treptate spre comunism în țara noastră.

Pentru sectorul energetic, Programul partidului prevede: „Dezvoltarea energiei electrice, a diferitelor surse de energie și combustibil va urmări asigurarea necesităților industriei și populației în condiții optime, pornindu-se de la criterii de economicitate științific fundamentate. Se vor dezvolta îndeosebi termocentralele bazate pe cărbuni și șisturi bituminoase, urmărindu-se creșterea mai substanțială a înlocuitorilor. Se va urmări folosirea întregului potențial hidroenergetic. Se va realiza pînă în 1990 o producție de energie de 5000—6000 kWh/locuitor". Aceste obiective vor solicita tuturor lucrătorilor sectorului energetic eforturi susținute, ridicarea calitativă și cantitativă a muncii depuse.

— În cercetare și proiectare *va trebui să se acționeze ferm în vederea folosirii rationale a surselor de energie primară, intensificîndu-se eforturile pentru reducerea substanțială a consumului de hidrocarburi, care a reprezentat în 1975 aproape 67% din totalul combustibilului folosit pentru producerea de energie electrică și termică în centralele termoelectrice publice. Totodată se vor intensifica preocupările pentru valorificarea de noi forme și purtători de energie, ca energia solară, eoliană, geotermică, în funcție de condițiile țării noastre, precum și valorificarea energetică a deșeurilor menajere.*

O acțiune importantă de lărgire a bazei de resurse energetice a țării o va constitui utilizarea energiei nucleare. Construirea de centrale nucleroelectrice va începe în țara noastră în cincinalul actual și se va dezvolta în continuare, în așa fel ca în anul 1990 să reprezinte circa 20% din totalul puterii instalate a țării.

Proiectanților le revine sarcina nu numai de a asigura proiecte în condiții de maximă eficiență tehnico-economică, ci și de a asigura folosirea optimă a terenurilor, evitîndu-se cu grijă ocuparea suprafețelor fertile, de mare valoare pentru agricultură.

Se va studia cu discernămînt acțiunea de sistematizare a rețelelor electrice, în special în zonele cu densitate mare de populație, și amplasarea noilor obiective energetice. Se va trece la folosirea mai intensă a tipizării, introducerea unor metode moderne de proiectare, de mare randament, extinderea utilizării calculatoarelor electronice, ridicarea calitativă a activității cercetătorilor și proiectanților.

În scopul valorificării raționale a combustibililor se va dezvolta în continuare termoficarea, promovîndu-se producerea combinată de energie electrică și căldură în toate cazurile în care acest lucru este posibil și justificat din punct de vedere economic.

Creșterea puterii unitare și a parametrilor de funcționare a agregatelor constituie un alt obiectiv principal în direcția creșterii eficienței producerii de energie electrică.

— În domeniul construcției și montajului *instalațiilor energetice se va acorda calității lucrărilor și respectării termenelor de dare în folosință o atenție deosebită, știindu-se că în cincinalul 1976—1980 se prevede punerea*

în funcțiune a unei puteri de 5400—5740 MW, din care circa 1700 MW în centrale hidroelectrice și circa 3200 MW în centrale termoelectrice cu agregate de mare putere, folosind combustibili clasici inferiori.

Construcția de linii electrice și stații de transformare va fi subordonată necesităților mereu sporite ale industrializării țării. Vor trebui puse la punct tehnologii de lucru sub tensiune și în apropierea instalațiilor sub tensiune, în vederea reducerii timpilor de montaj și de punere în exploatare.

— *În sectorul* exploatării și întreținerii *instalațiilor energetice, sarcinile sînt la fel de importante ca și în celelalte sectoare. Gradul de fiabilitate al instalațiilor energetice depinde în mare măsură de ridicarea calificării lucrătorilor din centralele electrice și întreprinderile de rețele. De asemenea, exploatarea în condiții optime a grupurilor generatoare tot mai mari, cu puteri unitare pînă la 330 MW și cu parametrii aburului de 140—195 at și 540—570°C, cu supraîncălzire intermediară, impune o stăpînire perfectă a tehnologiei producerii energiei electrice.*

Ținînd seama că întreruperile în alimentarea cu energie electrică și termică, chiar de scurtă durată, înregistrate la unii consumatori industriali importanți, se soldează cu dereglări în buna desfășurare a procesului de producție și cu pagube materiale, se va analiza concepția de realizare a structurii sistemului energetic național și gradul de siguranță în alimentarea cu energie electrică și termică a principalilor consumatori din industriile: chimică, metalurgică, ciment și hîrtie-celuloză, amplasați pe platformele industriale importante, în vederea luării măsurilor pentru îmbunătățirea funcționării instalațiilor energetice respective. Cu această ocazie se vor examina: cauzele întreruperilor în alimentarea cu energie electrică și termică a consumatorilor, în perioada 1974 — 1975; nivelul tehnic al instalațiilor de alimentare cu energie electrică și termică ale furnizorului și consumatorilor; modul de organizare a exploatării instalațiilor atît ale furnizorului cît și ale consumatorilor.

Problema gospodăririi judicioase și a economisirii energiei și combustibililor, *în special a hidrocarburilor, nu decurge din conjunctura actuală mondială, ci reprezintă o problemă esențială, permanentă a orientării și dezvoltării economiei noastre în general și a sectorului energetic în special. De aceea este necesar ca toți lucrătorii din sectorul energetic să se preocupe să ia măsuri și să urmărească utilizarea rațională, cu maximum de eficiență, a tuturor resurselor de energie, eliminarea risipei și a pierderilor de energie. În cincinalul 1976—1980 sînt înscrise și trebuie aduse la îndeplinire sarcinile de a reduce consumurile specifice medii cu cel puțin 20% la combustibili și cu cel puțin 12% la energia electrică.*

Consumul propriu în centralele și rețelele electrice, deși s-a redus sensibil în ultimii ani, a reprezentat în 1975 circa 15% din totalul energiei electrice produse. Este necesară conjugarea eforturilor personalului de exploatare și cercetare-proiectare pentru a micșora în continuare aceste consumuri.

Planul național unic de dezvoltare economico-socială a Republicii Socialiste România pe anul 1976 prevede, în acest sens, ca orientare prioritară în dezvoltarea energeticii, continuarea cu fermitate a acțiunilor de economisire a energiei în toate sectoarele de activitate, energeticienilor revenindu-le sarcini de mare răspundere și, totodată, deosebit de mobilizatoare.

Amenajarea hidroenergetică Someș

Ing. V. Popescu*)

Condiții naturale

Bazinul hidrografic Someșul Mic amonte de Gilău este situat în nord-vestul R. S. România, în zona Munților Gilău, din masivul munților Apuseni, și este format din bazinele rîurilor Someșul Cald și Someșul Rece.

Someșul Cald izvorăște din Munții Vlădeasa și Bihorului, care au înălțimi între 1700 și 1800 mdM, și are un bazin de recepție de 526 km² la confluența cu Someșul Rece la Gilău.

Someșul Rece își adună apele de pe versantul nordic al Muntelui Mare, care are înălțimi cuprinse între 1600 și 1800 mdM. Suprafața bazinului de recepție al Someșului Rece la Gilău, la confluența cu Someșul Cald, este de 334 km². În imediata vecinătate a rîului Someșul Rece, își adună apele, însă de pe versantul sudic al masivului Muntele Mare, rîul Iara, dar care nu mai curge în bazinul Someșului Mic, ci în bazinul rîului Arieș, afluentul Mureșului.

Întregul bazin al rîului Someșul Mic amonte de Gilău este cuprins în zona muntoasă cu cota medie 1080 mdM pentru Someșul Cald, 1230 mdM pentru Someșul Rece și 1680 mdM pentru sectorul amenajat din bazinul Iara.

Cursul superior al rîului Someșul Cald se situează într-o zonă de platou cu aspect de dealuri domoale, iar rîul are pante longitudinale mici pînă la confluența cu rîul Beliș, apoi pantele cresc pînă la 50‰ în zona de chei, situată pe cursul mijlociu, și apoi scad din nou, ajungînd la 5‰ în zona confluenței cu Someșul Rece. Valea se menține în general îngustă, cu excepția zonei din amonte de chei, unde este relativ largă și versanții au pante mici.

Someșul Rece are un curs relativ paralel cu al Someșului Cald, iar pantele în profil în lung sînt asemănătoare. Valea Someșului Rece este mai îngustă decît a Someșului Cald și posibilitățile de realizare a unor acumulări importante pe valea Someșului Rece sînt mult mai reduse.

Debitele rîului Someșul Mic se măsoară începînd din anul 1927. În prezent funcționează nouă stații hidrometrice în bazinul Someșul Mic amonte de Cluj-Napoca și cinci stații în valea Iara. În afara acestora, pe afluenții Negruța, Dumitreasa și Răcătău mai funcționează încă trei puncte de măsurători. Debitul mediu anual determinat pe o perioadă de 39 ani de măsurători, la stația hidrometrică Cluj-Napoca, a rezultat de 14,1 m³/s.

Bazinul Someșului Mic amonte de Gilău este situat, din punct de vedere geologic, în roci cristaline formate din gnaise, micașisturi, cu arțite și amfibolite, care sînt străbătute în zona centrală de un masiv de granit paleozoic.

Schema de amenajare

În zona bazinului superior, amonte de confluența cu Belișul, potențialul hidroenergetic al Someșului Cald variază între 100 și 150 kW/km, datorită pantelor foarte reduse, și crește la valori medii de 1500 kW/km în zona de chei. În aval de chei, potențialul scade pînă la 500 kW/km la confluența cu Someșul Rece. În bazinele Someșului Rece și Răcătău, afluentul său principal, valoarea debitelor specifice este de asemenea maximă în zona cursului mijlociu, care are pante mari.

Pentru obținerea unei scheme de amenajare optimă energetic și economic, s-a avut în vedere în primul rînd să se amenajeze sectorul mijlociu al bazinului, care oferă căderea maximă pentru o derivație principală cît mai scurtă și realizarea unei acumulări importante pe cursul superior al Someșului Cald, barajul fiind amplasat imediat în amonte de zona de chei.

Acumulările cele mai importante care s-au luat în considerare pe Someșul Cald au fost Giurcuța de Jos și Fîntînele în bazinul superior și Tarnița pe cursul inferior. Amplasamentul Giurcuța permitea realizarea unei acumulări de 120 mil. m³ cu un baraj de circa 60 m, iar în amplasamentul Fîntînele un baraj de 90 m asigură o acumulare de 235 mil. m³. În amplasamentul Tarnița, unde condițiile morfologice și geologice sînt foarte favorabile realizării unui baraj, se realizează o acumulare de 74 mil. m³ cu un baraj de 97 m înălțime. Posibilitățile de acumulare și condițiile de realizare a unor baraje în bazinul Someșul Rece sînt cu mult mai modeste decît cele din bazinul Someșul Cald.

Acumularea Fîntînele corespundea cel mai bine ca poziție a barajului față de zona de chei, ca volum pentru regularizarea unui debit captat de circa 12 m³/s și din punctul de vedere al execuției barajului. Din studiile hidroenergetice întocmite anterior a rezultat că amenajarea independentă în centrale separate în lungul văilor Someșul Cald și Someșul Rece este mai puțin avantajoasă decît în varianta de derivare a Someșului Rece către Someșul Cald, care este situat mereu la cote mai joase cu 30—50 m, pe sectorul mjlociu și parțial pe sectorul inferior.

Barajul Fîntînele controlează un debit mediu de 6,59 m³/s. O derivație secundară cu nivel liber de 24,5 km lungime permite derivarea în lacul Fîntînele a unui debit mediu de 5,58 m³/s, din care 3,86 m³/s din bazinul Someșul Rece și 1,72 m³/s din bazinul Iara. Pierderile de debite prin deversări în perioadele de viitură la captările pe firul apei au fost apreciate la

*) Ing. Vasile Popescu este șef de proiect complex în Institutul de studii și proiectări hidroenergetice.

8% din stoc. Avînd în vedere că debitul Someşului Rece reprezintă circa 40% din debitul captărilor secundare şi ţinînd seama de poziţia acestuia relativ la mijlocul derivaţiei secundare, pentru micşorarea debitelor pierdute prin deversări la cele opt captări secundare s-a prevăzut realizarea pe Someşul Rece a unui baraj de circa 40 m înălţime, care asigură o acumulare de 700 000 m³.

Amenajarea hidroenergetică a sectorului dintre barajul Fîntînele şi Gilău a fost studiată în varianta cu o singură centrală cu cădere brută unică de 570 m şi cu două centrale. În varianta cu două căderi, amenajarea amonte cu centrală subterană la Mărişelu utilizează o cădere brută de 470 m, iar treapta a doua de tip uzină-baraj, la Tarniţa, foloseşte o cădere brută de 80 m. În această variantă mai rămîne un sector de circa 20 m cădere, care urmează a se amenaja ulterior.

După o analiză minuţioasă a celor două variante din punctul de vedere al condiţiilor geologice, al acoperirii cu rocă a aducţiunii, care avea o lungime de circa 16 km, al termenelor de execuţie şi din punct de vedere energo-economic, a rezultat că este avantajos a se adopta varianta de amenajare în două trepte. În varianta de amenajare în două trepte, centrala Tarniţa se dă în funcţiune cu doi ani mai devreme decît treapta amonte şi cel puţin cu tot atît mai devreme decît în varianta în treaptă unică.

Amenajarea Someş-Mărişelu

Amenajarea Someş-Mărişelu reprezintă treapta amonte şi cuprinde sectorul de cădere dintre cotele 991,00 şi 521,50, corespunzătoare nivelelor maxime normale de retenţie în lacurile Fîntînele şi Tarniţa. Această amenajare necesită executarea următoarelor obiecte principale :

Barajul Fîntînele este amplasat amonte de confluenţa cu pîrîul Bătrîna, la circa 5 km aval de confluenţa cu Belişul. În amplasamentul barajului, valea are o lăţime de circa 80 m în albie şi 360 m la coronament. Roca de bază este constituită din granite de Muntele Mare, în general sănătoase şi cu fisuraţie normală. În masa granitului apar intruziuni şi apofize andezitice, care sînt dure, sănătoase şi parţial fisurate. Contactul dintre granite şi andezite nu pune probleme speciale pentru fundaţia barajului. Granitele pe versantul drept, în zona coronamentului barajului, sînt mai fisurate şi mai alterate, iar pe versantul stîng, deasupra cotei 975, roca de bază este formată din şisturi cristaline. În perimetrul amplasamentului studiat, roca de bază a fost acoperită cu un strat de deluviu cu grosimi cuprinse între 1 şi 5 m. Din probele de permeabilitate efectuate în şisturile cristaline rezultă că acestea au permeabilitatea scăzută. Probele de permeabilitate efectuate în granite au evidenţiat absorbţii specifice de 0,2—0,4 l/m/min/atm, pînă la adîncimi de 20 m în rocă şi aproape neglijabile sub această cotă. Local au apărut pierderi de 2—4 l/s pe tronsoane scurte. În acest amplasament s-a studiat executarea unui baraj din anrocamente cu mască din beton armat şi cu nucleu central din argilă. În cadrul studiului tehnico-economic s-a analizat încă un amplasament la circa 400 m în aval, unde barajul avea o înălţime cu circa 10 m mai mare.

În acest amplasament s-a analizat, în afara variantei de baraj din anrocamente cu nucleu central din argilă, şi varianta de baraj din beton în arc. Din punct de vedere economic, cele două variante de baraj în amplasamentul aval erau sensibil egale. În urma detectării unor zone de granite alterate situate la baza versantului stîng, s-a trecut la analizarea amplasamentului amonte, unde a fost posibilă executarea unui baraj din anrocamente cu mască de beton armat de 80 m înălţime deasupra vetrei amonte. Realizarea unui baraj din beton sau anrocamente cu nucleu din argilă necesita volume importante de balast pentru beton, sau filtre, care lipsesc din zonă. Existenţa unor precipitaţii aproape în tot timpul anului ar fi împiedicat desfăşurarea normală a execuţiei unui baraj din anrocamente cu nucleu din argilă.

Barajul Fîntînele are următoarele caracteristici principale :

— cota coronamentului	996,00
— cota fundaţiilor în patul rîului :	
— la piciorul amonte	906,00 (vatra 900,50)
— la piciorul aval	904,00
— înălţimea maximă	92,00 m
— lungimea la coronament (inclusiv descărcătorul lateral)	410 m
— lăţimea la coronament	10 m
— lăţimea la bază	270 m
— panta taluzului aval	1 : 1,4+3 berme
— panta taluzului amonte	1 : 1,4
— volumul total de anrocamente	2 315 000 m³
— suprafaţa măştii de beton armat	34 000 m²
— grosimea măştii :	
— la partea superioară	0,35 m
— la partea inferioară	0,95 m
— volumul de excavaţii la baraj	275 000 m³

Sub nivelul minim de exploatare a lacului, stabilit la cota 948,00, masca de etanşare reazemă pe o vatră prevăzută cu o galerie circulară, din care se execută injecţiile, iar în continuare, pînă la coronament, vatra reazemă pe un pinten de beton. Accesul în această galerie şi scurgerea debitelor infiltrate prin drenaje se asigură printr-o galerie dispusă în versantul drept.

Pentru scurgerea apelor mari s-a amenajat o golire de fund de 2,40 m diametru, blindată pe zona de la priză la casa vanelor, unde sînt montate două vane plane de 1,70×2,4 m. Evacuarea debitelor derivate în aval de casa vanelor se asigură cu nivel liber prin galeria de deviere a apelor din perioada de construcţie, care

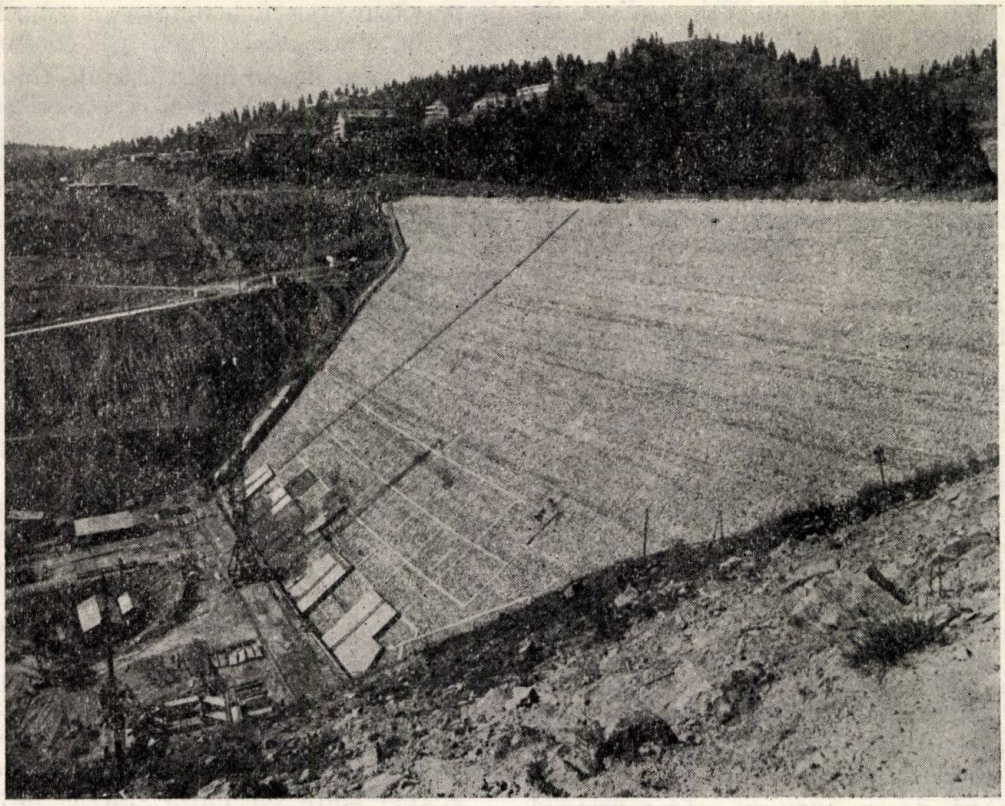


Fig. 1. Barajul Fîntînele

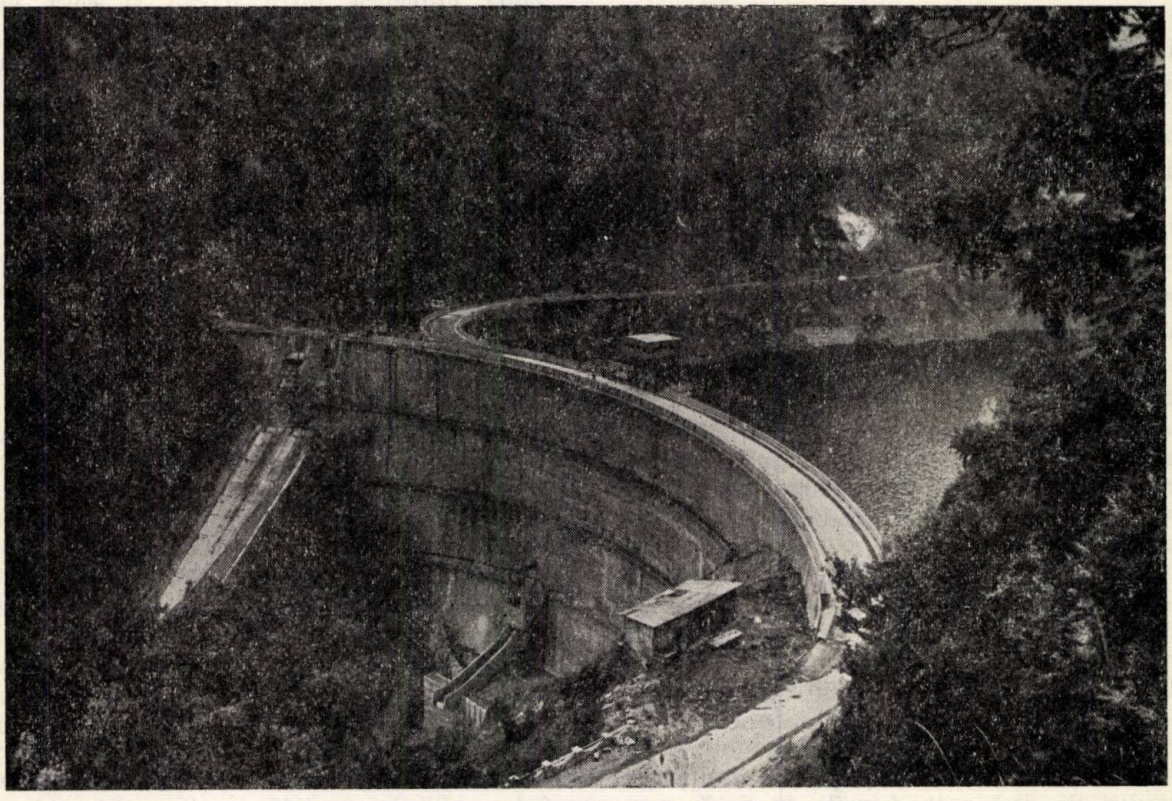


Fig. 2. Barajul Tarnița

are un diametru de 4,75 m. Prin golirea de fund se evacuează un debit maxim de circa 90 m³/s. Prin această galerie se poate asigura golirea lacului pînă sub rostul inferior al măștii de etanșare, pentru a se interveni în cazul unor remedieri necesare.

Pentru descărcarea apelor mari s-a executat un descărcător de suprafață, dispus lateral barajului, care asigură evacuarea unui debit atenuat de 750 m³/s, cu o lamă de 5 m peste pragul descărcătorului.

Cariera de anrocamente este situată imediat în aval de baraj, pe versantul stîng al pîrîului Bătrîna. Anrocamentele se exploatează într-un masiv sănătos, format din granite și andezite.

Existența unei zone destul de plate deasupra masivului a condus la deschiderea unui număr redus de trepte suprapuse, cu volume mari de anrocamente pe fiecare treaptă. Distanța de transport de la carieră și pînă la baraj a fost cuprinsă între 2 și 3 km. Aceste condiții locale favorabile și folosirea unui parc de 20—35 camioane mari de 27 tone au permis punerea în operă a unui volum lunar de pînă la 135 000 m³. Umpluturile în baraj s-au eșalonat pe o perioadă de trei ani, realizîndu-se în anul de vîrf pentru umpluturi peste 1 milion m³.

Priza de apă de tip turn cu grătar vertical fix, fără mașină de curățat, este dispusă la baza versantului drept. Imediat sub priza aducțiunii este dispusă priza golirii de fund a barajului, care este de același tip. Pentru evitarea înfundării, golirea de fund a fost dispusă în mijlocul albiei, la 45 m de baza versantului.

Aducțiunea principală este de tipul în galerie sub presiune, are diametrul interior de 4,40 m și o lungime de 8750 m de la priză pînă la castelul de echilibru. Închiderea aducțiunii se realizează cu ajutorul unei vane plane cu sertar de 3,0 × 4,4 m, dispusă într-o casă de vane uscată, amplasată la 130 m de la priză. Accesul la casa vanelor se asigură printr-un puț uscat sau printr-o galerie cu debușare în aval pe versantul drept.

Galeria de aducțiune a fost executată prin cele două capete și printr-o galerie intermediară de acces.

Tronsonul maxim realizat a fost de 3100 m. Pentru sprijinirea rocii s-au folosit ancore betonate și cintre metalice pentru zonele sub presiune. Zonele de rocă degradată au fost protejate cu șpriț-beton, iar pentru prevenirea unor desprinderi de rocă din bolta galeriei, aceasta a fost căptușită cu plasă de sîrmă prinsă cu ancore. Grosimea minimă adoptată pentru cămășuiala din beton armat a fost de 30 cm pentru zonele sprijinite cu ancore și de 40 cm pentru zonele sprijinite cu cintre metalice. Pentru asigurarea contactului intim între beton și cămășuială și pentru reducerea pierderilor de apă prin fisurile în rocă, s-au prevăzut injecții de umplere a golurilor din boltă și de etanșare a rocii pe conturul galeriei.

Castelul de echilibru este de tipul diferențial cu cameră superioară și inferioară și diafragmă. Construcția este subterană, cu excepția camerei superioare, care este parțial aeriană. Castelul de echilibru se dezvoltă între cotele 912,00 în axul aducțiunii și 1014,50, saltul maxim ridicîndu-se pînă la cota 1011,50. Elementele componente principale ale castelului au următoarele caracteristici: camera superioară este tronconică cu diametrul mediu de 20 m și înălțimea de 18,50 m, puțul are diametrul de 6 m și înălțimea 84 m din axul aducțiunii; camera inferioară este formată din două galerii de cîte 107,50 m lungime și diametre variabile cuprinse între 3,80 și 5,85 m.

Ca elemente de rezistență și pentru etanșare s-a adoptat cămășuială din beton armat și torcret la puț și camera superioară, beton simplu și tolă la baza puțului castelului și beton armat și torcret armat la camerele inferioare. După betonare se execută injecții de umplere în spatele cămășuielii și injecții de etanșare a rocii.

Casa vanelor este o construcție subterană dispusă la 50 m aval de castelul de echilibru și reprezintă începutul galeriei forțate. Pentru protejarea pereților casei vanelor s-a prevăzut șpriț-beton, iar roca a fost sprijinită cu ancore betonate. Accesul la casa vanelor este asigurat printr-o galerie de 175 m lungime, prin care s-au transportat și blindajele în subteran. Zona cuprinsă între castel și casa vanelor a fost blindată interior cu tolă metalică. Casa vanelor este dotată cu un pod rulant, cu care se manevrează pentru revizii cele două vane fluture care închid la partea superioară conducta forțată.

Galeria forțată are o lungime de 740 m, exclusiv distribuitorul, un diametru interior de 3,20 m și a fost căptușită cu tolă metalică și beton simplu de umplere a spațiului dintre rocă și blindaj. Excavarea galeriei forțate s-a efectuat ascendent de la bază și printr-o galerie intermediară și descendent pe circa 130 m din casa vanelor.

Centrala Mărișelu este amplasată în subteran la circa 1 km amonte de confluența Someșului Cald cu pîrîul Leșu, la 100 m sub talvegul Leșu și la 150 m în versant. Accesul principal în centrală este asigurat printr-o galerie auto cu cale unică de 4,40 m lățime și 720 m lungime. Varianta de amplasare a transformatoarelor în sala mașinilor a rezultat ca soluție optimă din punct de vedere economic și funcțional, cu volume minime de lucrări în subteran. Legătura între generatoare și transformatoare se realizează prin bare capsulate la tensiunea de 15,85 kV, iar evacuarea puterii din centrală prin cabluri de 220 kV cu ulei sub presiune. Cablurile se montează într-o galerie specială de circa 185 m lungime,

care constituie și accesul secundar în centrală. La ieșirea din galerie, cablurile sînt conectate, prin intermediul unei stații de racord, la trei circuite electrice aeriene de 220 kV, care, la rîndul lor, sînt racordate la barele stației conexiuni, amplasată în zona confluenței pîrîului Leșu cu Someșul Cald. Racordarea stației de conexiuni la sistemul energetic național se face printr-o linie electrică aeriană de 220 kV, Mărișelu-Florești.

Al treilea acces în centrală este asigurat prin puțul și galeria de ventilație care au fost executate ca lucrări de studii pentru precizarea amplasamentului centralei. Tot complexul de lucrări subterane de la centrala Mărișelu sînt situate în roci cristaline. În afara barajului Fîntînele și a primilor 6 km de pe aducțiunea principală, toate celelalte obiective ale amenajării Someș, dispuse de-a lungul firului principal, sînt situate în zona șisturilor cristalinului de Gilău.

Centrala Mărișelu este echipată cu trei agregate verticale, formate din turbină tip Francis în carcasă metalică, cuplată direct cu generatorul de 81 MVA. S-a adoptat varianta cu trei agregate de cîte 75 MW, în locul a două agregate de 110 MW, deoarece, în acest caz, aceste agregate sînt identice cu agregatele cu care trebuie să se echipeze centrala Gîlceag pe Sebeș și centrala Remeți din cadrul amenajării Drăgan — Iad. Această soluție permite executarea unei serii de șapte hidroagregate. Cele trei hidroagregate din centrala Mărișelu uzinează un debit modul de 58 m³/s și asigură producția a 390 milioane kWh în anul hidrografic mediu.

Camera de comandă, în care se montează panourile cu aparatajul de comandă, măsură, semnalizare, aferente agregatelor, transformatoarelor, liniilor electrice și serviciilor interne, a rezultat mai economică în varianta de amplasare în subteran decît în soluția cameră de comandă aeriană unică la stația de 220 kV.

Galeria de fugă are o lungime de 3631 m, diametrul mediu de 4,60 m și secțiunea sub formă de paner și asigură legătura între camera de expansiune a celor trei aspiratoare ale turbinelor și debușarea în lacul Tarnița. Galeria de fugă are o pantă constructivă de 2‰ și asigură scurgerea debitului instalat cu nivel liber și o viteză de 3 m/s. Traseul galeriei de fugă este practic rectiliniu, cu o mică frîngere în zona de racord cu albia la debușare. Excavarea galeriei s-a realizat prin cele două capete. Metodele de excavare și soluțiile de căptușire sînt similare cu cele adoptate la galeria de aducțiune, cu excepția zonelor cu rocă bună, unde nu s-a mai executat cămășuiala de beton decît în radier și în zona pereților laterali. În zonele unde bolta nu este betonată, pereții sînt ancorați în stîncă și prevăzuți cu drenuri prelungite și în rocă.

Captările și derivația secundară Iara-Fîntînele sînt dimensionate să asigure în anul mediu evacuarea unui debit de 5,12 m³/s, din care 1,72 m³/s din bazinul Iara și 3,40 m³/s din bazinul Someșul Rece. Debitul mediu total regularizat în lacul Fîntînele este de 11,71 m³/s.

Rețeaua de galerii dintre captarea Iara și lacul Someșul Rece a fost dimensionată să evacueze, cu nivel liber, un debit de 5 ori mai mare decît debitul mediu.

Galeria dintre lacurile Someșul Rece și Fîntînele a fost dimensionată să evacueze, cu nivel liber sau sub presiune, debitele derivate de aducțiunea Iara-Someșul Rece și de 4 ori debitul mediu al rîurilor Someșul Rece și Răcătău. Galeria dintre Someșul Rece și Fîntînele poate fi pusă sub presiune cînd nivelul în lacul Fîntînele este ridicat deasupra debușării acestuia, sau cînd lacul Someșul Rece este plin peste nivelul galeriei. Toate captările secundare au fost prevăzute cu decantoare pentru nisip și pietriș, pentru a evita degradarea radierelor din beton ale galeriei. Evacuarea nisipului și pietrișului din decantoare se face automat cu ajutorul unor instalații de spălare dispuse la ieșirea din decantoare.

Aportul captărilor secundare este de circa 115 MW, față de 265 MW cît reprezintă puterea totală instalată în centrala Mărișelu și Tarnița, iar producția de energie de 204 mil. kWh din totalul de 470 mil. kWh.

Din punct de vedere geologic, rețeaua de aducțiuni secundare este amplasată în proporție de circa 45% în roci cristaline și circa 55% în roci eruptive.

Execuția lucrărilor amenajării Someș-Mărișelu este în stadiu avansat și urmează ca la finele anului 1976 să intre în funcțiune primul grup.

Amenajarea Someș-Tarnița

Amenajarea Someș-Tarnița reprezintă treapta a doua a amenajării și cuprinde sectorul de cădere între cotele 521,50 și 441,00 din canalul de fugă aval de centrală corespuzător debitului instalat de 67 m³/s.

Amplasarea principalelor uvraje ale amenajării Tarnița a rezultat ca urmare a condițiilor morfologice, geologice, de evacuare a debitelor mari și din considerente energo-economice.

Barajul Tarnița a fost amplasat către limita aval a sectorului cheilor Tarnița, iar centrala a fost dispusă aval de baraj.

În amplasamentul barajului albia este simetrică și avea o lățime de 30 m în albie și circa 200 m la cota coronamentului.

Roca de bază este constituită din șisturi amfibolice sănătoase și rezistente. Probele de

permeabilitate în rocă au evidenţiat pierderi reduse, cu excepţia zonelor superficiale mai fisurate.

Barajul Tarniţa este de tipul baraj de beton în arc cu dublă curbură şi are o înălţime maximă de 97 m, o lungime de 235 m la coronament şi o grosime de 11 m la bază şi 3 m la coronament.

Constructiv barajul a fost executat din 19 ploturi cu lăţimea medie de 12 m şi rosturi joantive, care au fost injectate şi reinjectate cu lapte de ciment, pentru monolitizarea întregii structuri.

Etanşarea fundaţiei barajului s-a realizat printr-o perdea de injecţie de adîncime, iar etanşarea rostului de fundaţie şi legătura acestuia cu roca de fundaţie s-au asigurat prin foraje de legătură de mică adîncime.

Scurgerea viiturilor mari se asigură printr-un deversor de suprafaţă, dispus pe malul drept, care evacuează un debit maxim de 540 m^3/s, şi prin două descărcătoare de semifund, care pot evacua fiecare pînă la 85 m^3/s. Pentru golirea lacului s-a executat o golire de fund de 1,4 m diametru, care permite evacuarea unui debit de maximum 32 m^3/s. Debitul instalat în centrală, cînd sînt în funcţiune ambele grupuri, este de 67 m^3/s.

Golirea de fund este echipată cu o vană-fluture şi o vană conică, iar cele două goliri de semifund sînt echipate fiecare cu cîte două vane plane de cîte $1{,}5 \times 2{,}0$ m.

Descărcătorul de suprafaţă are pragul dispus la cota 518,50, iar coronamentul barajului este la cota 525,00.

Pentru asigurarea nivelului normal de exploatare, descărcătorul de suprafaţă este echipat cu două stabile-clapetă de 3,0 m înălţime. Prevederea acestor dispozitive de evacuare a apelor mari permite golirea parţială a lacului Tarniţa înainte de apariţia unei viituri şi o atenuare mai bună a unor debite de viitură, în cazul organizării unei transmiteri operative a apariţiei viiturilor în bazin şi în lacul Fîntînele. Pentru execuţia barajului s-au realizat circa 75 000 m^3 excavaţii în stîncă şi s-a turnat în corpul barajului un volum de 115 000 m^3 de beton.

Centrala Tarniţa, de tip aerian, este dispusă în albie imediat aval de piciorul barajului.

Între sala maşinilor şi paramentul aval al barajului, deasupra soclului acestuia, sînt amplasate anexele funcţionale : gospodăria de ulei, staţia de 20 kV, camera de comandă, acumulatoarele, podul cablurilor, transformatoarele de servicii proprii.

Transformatoarele ridicătoare de 110 kV sînt amplasate în centrală, pe malul drept, în poziţie opusă platformei de montaj.

Centrala este echipată cu două agregate verticale formate din turbină tip Francis în carcasă metalică, cuplate cu generatoare de cîte 26 MVA. Staţia de transformare de 110 kV este situată la circa 300 m aval de centrală şi a servit în perioada de execuţie a lucrărilor ca staţie pentru alimentarea cu energie a şantierului.

Prizele aducţiunilor celor două hidroagregate situate în corpul barajului sînt echipate cu grătare rare mobile şi vane plane, care sînt acţionate cu ajutorul unei macarale dispuse pe coronamentul barajului. La intrarea în centrală cele două aducţiuni sînt închise cu cîte o vană-fluture. Un manşon de tasare face legătura elastică între conducta de aducţiune, încastrată rigid în baraj, şi vana sferică din centrală.

Centrala Tarniţa, cu o putere instalată de 45 MW, este în funcţiune din iunie 1974 şi asigură în anul mediu o producţie de energie de 80 mil. kWh.

Sectorul aval de Tarniţa şi pînă la nivelul în lacul Gilău are o cădere de 21 m şi, ca urmare a studiilor întocmite pînă în prezent, va fi amenajat în una sau două trepte de cădere, astfel încît pagubele prin inundare şi suprafaţa terenurilor necesare a se expropria să fie minime.

Pe sectorul amonte de lacul Fîntînele este posibilă amenajarea unei centrale mici, ai căror indici energo-economici sînt mult mai dezavantajoşi decît ai amenajărilor Mărişelu şi Tarniţa.

Odată cu executarea amenajărilor Mărişelu şi Tarniţa a fost necesară realizarea cu prioritate a unei întinse reţele de drumuri, dintre care o parte au fost modernizate, şi au fost racordate satele existente în zonă la reţeaua de alimentare cu energie a şantierului. O parte din construcţiile de organizare a şantierului la Tarniţa şi la Fîntînele au fost executate cu caracter definitiv şi vor fi utilizate în scopuri turistice, după terminarea lucrărilor.

Model liniar-neliniar de optimizare hidroenergetică pe termen scurt

Prof. dr. ing. **Al. Diacon**,
dr. ing. **I. Seteanu**,
ing. **R. Popa***)

Regularizarea stocului de apă disponibil, prin determinarea celui mai convenabil regim de lucru al centralelor hidroelectrice, constituie o problemă actuală și de mare importanță pentru buna gospodărire a resurselor de apă și exploatarea eficientă a potențialului hidroenergetic național. Dezvoltarea intensivă a metodelor de cercetare operațională și de analiză a sistemelor furnizează un instrument eficace de rezolvare a acestor probleme și, în ultimul timp, s-a elaborat un număr însemnat de metodologii de optimizare a funcționării sistemelor hidroenergetice. Unele modele optimizează funcționarea sistemelor cu ajutorul programării dinamice [1], în altele se folosesc metodele programării liniare [2], uneori în combinație cu programarea dinamică [3]. Printre abordările stochastice se menționează folosirea modelelor cu lanțuri Markov [4], cu restricții aleatorii [5], programarea dinamică stochastică [6] etc.

Exploatarea optimă a sistemelor de lacuri în cascadă cu centrale hidroelectrice asociate prezintă un deosebit interes pentru sistemul hidroenergetic al țării noastre. Dacă se adoptă un criteriu de apreciere valorică a stocului de apă turbinat în centralele sistemului considerat, pentru diferite zone ale graficului de sarcină (funcționare de vîrf, semivîrf sau de bază), se poate defini o funcție-obiectiv, dependentă de debitele turbinate, care urmează să fie maximizată în condițiile restrictive impuse de funcționarea normală a lacurilor (respectarea nivelelor maxime și minime admisibile), de capacitatea de turbinare disponibilă la un moment dat și de cerințele de apă pentru folosințe neenergetice ale sistemului (irigații, agrement, debite de servitute, alimentări cu apă industrială și potabilă etc.). Întrucît prelucrarea energetică a stocului de apă turbinat este însoțită de pierderi inerente, modelate îndeosebi prin randamentul hidraulic, abordarea corectă a problemei trebuie să se refere la energia netă realizată, exprimată valoric.

Se știe că randamentul hidraulic exprimat prin formula

$$\eta = 1 - \frac{\Delta h}{H_{brut}}$$

$$\Delta h = \Delta h_0 + A \cdot Q^2$$

$$A = f(Q,\ H_{brut},\ \ldots)$$

depinde de sarcina brută a centralei atît direct, cît și prin intermediul expresiei A, care reprezintă o dependență funcțională complicată, determinabilă doar prin măsurători directe.

Funcția-obiectiv este neliniară, iar rezolvarea problemei de optimizare necesită utilizarea metodelor programării neliniare, legate în general de dificultăți de calcul deosebite.

În lucrarea de față se evită această alternativă folosind un model mixt de programare liniară pentru optimizarea valorii energiei brute (sau a energiei nete corespunzînd unui randament hidraulic mediu zilnic), combinat cu un procedeu de optimizare necondiționată („search pattern technique"), prin care se alege regimul de exploatare corespunzător valorii energiei nete maxime, modificînd adecvat mărimea impusă a cotelor suprafeței libere în lacuri la sfîrșitul intervalului total de studiu.

1. Formularea problemei de optimizare

Se consideră un curs de apă amenajat printr-o cascadă de centrale hidroelectrice și lacuri — cu biefuri conjugate (între două trepte nu există sectoare libere de rîu) (fig. 1), avînd puterea totală instalată a turbinelor destul de mare pentru a putea prelucra un stoc de apă superior disponibilului mediu al cursului de apă respectiv. De aceea se poate acumula stocul de apă în lacurile sistemului în anumite perioade ale zilei, pentru a fi prelucrat în perioadele de vîrf la putere mai mare.

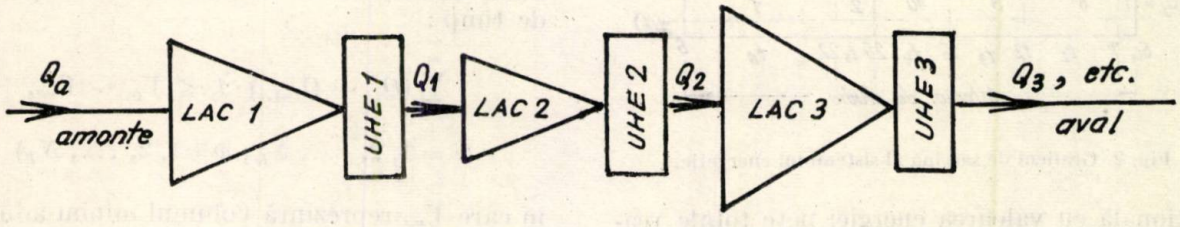


Fig. 1. Schema sistemului de CHE în cascadă cu lacuri asociate.

Graficul de sarcină al sistemului energetic prezintă două vîrfuri de sarcină, cel de dimineață și cel de seară, în care energia produsă este deosebit de prețioasă, o zonă de semivîrf și o zonă de noapte pentru care valoarea energiei

*) Autorii lucrează la Institutul politehnic București.

produse este mai scăzută. Estimarea valorică a gradului de prioritate al perioadelor graficului de sarcină se realizează prin atribuirea unor factori de cost C_j, cu valoare ridicată pentru zona de vîrf și valori mai reduse în celelalte perioade ale zilei.

În consecință, valoarea totală zilnică a stocului de apă turbinat în centrala i (valoarea energiei brute) este dată de formula

$$\sum_{j=1}^{N_T} Q_{ij} \cdot t_j \cdot C_j, \qquad (1)$$

unde s-au notat prin t_j perioadele de timp în care este împărțit graficul de sarcină (fig. 2), dacă Q_{ij} este debitul turbinat în centrala i în perioada de timp $j \cdot N_T$ este numărul total de perioade de timp ale zilei.

Unitatea valorică adoptată în formula (1) este neesențială pentru problema de optimizare, interesînd numai valoarea relativă a coeficienților de cost raportați, de exemplu, la factorul de cost al perioadei de noapte.

Funcția-obiectiv se scrie :

$$max \left\{ E = \sum_{i=1}^{N_L} \sum_{j=1}^{N_T} Q_{ij} \cdot t_j \cdot C_j \right\} \qquad (2)$$

unde N_L este numărul de lacuri asociate centralelor hidroelectrice ale cascadei.

Această funcție-obiectiv, folosită de obicei în problemele de optimizare [7], este liniară în raport cu debitele turbinate Q_{ij} și este proporțională cu valoarea energiei nete totale realizată în sistemul-cascadă studiat, dacă se acceptă un randament hidraulic și o sarcină netă medii zilnice.

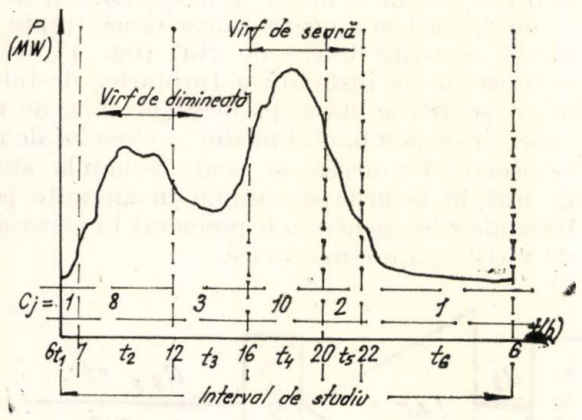


Fig. 2. Graficul de sarcină al sistemului energetic.

Exploatarea sistemului respectiv este condiționată de o serie de restricții care limitează valoarea funcției-obiectiv și care sînt consecința unor caracteristici fizice ale acestuia :

a) Condiția de nedepășire a nivelelor maxime admisibile în lacuri, în nici o perioadă de timp :

$$\sum_{j=1}^{m} (Q_{i-1,j} - Q_{ij}) \cdot t_j \leqslant V_{Mi} - V_{0i},$$

$$(i = 1, 2, \ldots, N_L\,;\, m = 1, 2, \ldots, N_T) \qquad (3)$$

unde V_{Mi} reprezintă volumul maxim admisibil în lacul i, iar V_{0i} este volumul de apă existent la începutul intervalului total de studiu în lacul i. În această relație Q_{0j} reprezintă debitul

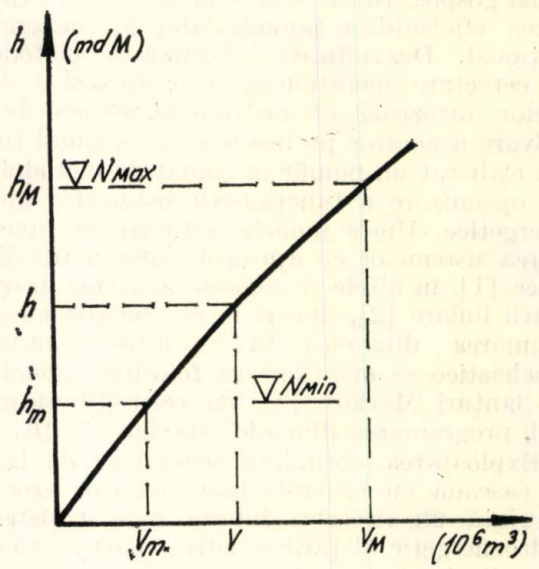


Fig. 3. Curba capacității lacului.

afluent Q_{aj} în amontele sectorului analizat, în perioada de timp j. Volumul de apă existent într-un lac, la un moment dat, este o funcție monotonă și univalentă de nivelul suprafeței libere, exprimată grafic prin curba capacității lacului (fig. 3). În continuare se va presupune că, între nivelele maxim și minim admisibile, curba capacității lacurilor se poate aproxima printr-un segment de linie dreaptă.

b) Condiția de necoborîre sub nivelele minime admisibile în lacuri, în nici o perioadă de timp :

$$\sum_{j=1}^{m} (Q_{ij} - Q_{i-1,j}) \cdot t_j \leqslant V_{0i} - V_{mi},$$

$$(i = 1, 2, \ldots, N_L\,;\, m = 1, 2, \ldots, N_T) \qquad (4)$$

în care V_{mi} reprezintă volumul minim admisibil în lacul i.

c) Condiția de nedepășire a debitelor maxime ce pot fi turbinate în centrale, pentru toate perioadele de timp :

$$Q_{ij} \leqslant m_{ij} \cdot Q_{Ii}, \; (i = 1, 2, \ldots, N_L\,;\, j = 1, 2, \ldots, N_T) \qquad (5)$$

unde Q_{Ii} este debitul instalat în centrala i, iar m_{ij} (%) reprezintă coeficientul de disponibilitate a debitului instalat pentru perioada de timp j, în centrala i.

Avînd un program dat de exploatare a sistemului hidrotehnic exprimat prin debitele turbinate Q_{ij} ($i = 1,2, \ldots, N_L$; $j = 1, 2, \ldots, N_T$) rezultă volumele în lacuri la sfîrșitul intervalului total de studiu :

$$V_{fi} = V_{0i} + \sum_{j=1}^{N_T} (Q_{i-1,j} - Q_{ij}) \cdot t_j \qquad (i = 1, 2, \ldots, N_L) \tag{6}$$

Dacă se admite că volumele finale V_{fi} sînt cunoscute (impuse), se pot folosi relațiile (6) pentru a elimina un număr de N_L variabile Q_{ij} din cele $N_L \cdot N_T$ necunoscute ale problemei. De exemplu, din formulele (6) se pot obține debitele din ultima perioadă de timp sub forma :

$$Q_{i,N_T} = Q_{i-1,N_T} + \frac{1}{t_{N_T}} \left\{ V_{0i} - V_{fi} + \sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{i-1,j} - Q_{ij}) \cdot t_j \right\}, \quad (i = 1, 2, \ldots, N_L) \tag{7}$$

Din relațiile (7) se deduc prin recurență debitele ultimei perioade de timp t_{N_T} :

$$Q_{1,N_T} = Q_{a,N_T} + \frac{1}{t_{N_T}} \left\{ V_{01} - V_{f1} + \sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{aj} - Q_{1j}) \cdot t_j \right\};$$

$$Q_{2,N_T} = Q_{a,N_T} + \frac{1}{t_{N_T}} \left\{ (V_{01} + V_{02}) - (V_{f1} + V_{f2}) + \sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{aj} - Q_{2j}) \cdot t_j \right\}; \text{ etc.} \tag{8}$$

Înlocuind debitele Q_{i,N_T} în expresia funcției-obiectiv (2) și în relațiile de constrîngere (3) și (4), se constată că restricțiile pentru ultima perioadă de timp ($m = N_T$) sînt satisfăcute de la sine și se pot elimina din model, rămînînd astfel un număr de $2.(N_T - 1) \cdot N_L + N_T \cdot N_L$ constrîngeri. La acestea se mai adaugă N_L condiții de nenegativitate a debitelor Q_{i,N_T} :

$$\sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{aj} - Q_{1j}) \cdot t_j \geqslant V_{f1} - V_{01} - Q_{a,N_T} \cdot t_{N_T};$$

$$\sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{aj} - Q_{2j}) \cdot t_j \geqslant (V_{f1} + V_{f2}) - (V_{01} + V_{02}) - Q_{a,N_T} \cdot t_{N_T}; \text{ etc.} \tag{9}$$

De asemenea, pentru $j = N_T$, relațiile (5) devin :

$$\sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{aj} - Q_{1j}) \cdot t_j \leqslant V_{f1} - V_{01} + t_{N_T} (m_{1,N_T} \cdot Q_{I1} - Q_{a,N_T});$$

$$\sum_{j=1}^{N_T-1} (Q_{aj} - Q_{2j}) \cdot t_j \leqslant (V_{f1} + V_{f2}) - (V_{01} + V_{02}) + t_{N_T} (m_{2,N_T} \cdot Q_{I2} - Q_{a,N_T}); \text{ etc.} \tag{10}$$

Se obțin astfel în total $N_L \cdot (3\ N_T - 1)$ constrîngeri pentru cele $N_L \cdot (N_T - 1)$ variabile de structură ale problemei.

Pentru exemplificare, în cazul simplificat al unei cascade de două lacuri și considerînd trei perioade de timp, sistemul de restricții se scrie :

$$-Q_{11} \cdot t_1 \leqslant V_{M1} - V_{01} - Q_{a1} \cdot t_1$$

$$-Q_{11} \cdot t_1 - Q_{12} \cdot t_2 \leqslant V_{M1} - V_{01} - (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2) \tag{3'}$$

$$Q_{11} \cdot t_1 - Q_{21} \cdot t_1 \leqslant V_{M2} - V_{02}$$

$$Q_{11} \cdot t_1 + Q_{12} \cdot t_2 - Q_{21} \cdot t_1 - Q_{22} \cdot t_2 \leqslant V_{M2} - V_{02}$$

$$Q_{11} \cdot t_1 \leqslant V_{01} - V_{m1} + Q_{a1} \cdot t_1$$

$$Q_{11} \cdot t_1 + Q_{12} \cdot t_2 \leqslant V_{01} - V_{m1} + (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2)$$

$$-Q_{11} \cdot t_1 + Q_{21} \cdot t_1 \leqslant V_{02} - V_{m2} \tag{4'}$$

$$-Q_{11} \cdot t_1 - Q_{12} \cdot t_2 + Q_{21} \cdot t_1 + Q_{22} \cdot t_2 \leqslant V_{02} - V_{m2}$$

$$Q_{11} \cdot t_1 + Q_{12} \cdot t_2 \leqslant (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2 + Q_{a3} \cdot t_3) - V_{f1} + V_{01}$$

$$Q_{21} \cdot t_1 + Q_{22} \cdot t_2 \leqslant (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2 + Q_{a3} \cdot t_3) - (V_{f1} + V_{f2}) + (V_{01} + V_{02}) \tag{9'}$$

$$-Q_{11} \cdot t_1 - Q_{12} \cdot t_2 \leqslant m_{13} \cdot Q_{I1} \cdot t_3 + V_{f1} - V_{01} - (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2 + Q_{a3} \cdot t_3) \tag{10'}$$

$$-Q_{21} \cdot t_1 - Q_{22} \cdot t_2 \leqslant m_{23} \cdot Q_{I2} \cdot t_3 + (V_{f1} + V_{f2}) - (V_{01} + V_{02}) - (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2 + Q_{a3}\, t_3)$$

$$Q_{11} \leqslant m_{11} \cdot Q_{I1}$$

$$Q_{12} \leqslant m_{12} \cdot Q_{I1} \tag{6'}$$

$$Q_{21} \leqslant m_{21} \cdot Q_{I2}$$

$$Q_{22} \leqslant m_{22} \cdot Q_{I2}$$

$$max \left\{ E = E_0 + \sum_{j=1}^{2} (C_j - C_3) \cdot t_j \cdot \sum_{i=1}^{2} Q_{ij} \right\} \tag{2'}$$

unde s-a notat

$$E_0 = C_3 \cdot [2 \cdot (V_{01} - V_{f1}) + (V_{02} - V_{f2}) + 2 \cdot (Q_{a1} \cdot t_1 + Q_{a2} \cdot t_2 + Q_{a3} \cdot t_3)]$$

Relaţiile de mai sus constituie un model matematic de programare liniară de maximizare, cu sistemul de restricţii în forma canonică. Volumele în lacuri la sfîrşitul intervalului total de studiu sînt presupuse cunoscute în această etapă a analizei, putînd fi alese, de exemplu, egale cu volumele iniţiale. Întrucît nu există nici un motiv de natură fizică care să condiţioneze alegerea acestor volume, ele se pot considera ca nişte parametri şi se poate pune problema determinării lor, astfel încît un al doilea criteriu de optimizare să fie satisfăcut.

În a doua etapă de analiză volumele finale V_{fi} sînt tratate ca variabile şi se adoptă un procedeu discret de optimizare necondiţionată („search pattern technique") pentru găsirea programului optim de exploatare, prin care nu numai energia brută realizată este maximizată, ci şi energia netă, obţinută prin introducerea randamentului hidraulic.

Valoarea energiei nete este proporţională cu expresia

$$\sum_{j=1}^{N_T} C_j \sum_{i=1}^{N_L} \int_{(tj)} \eta_h \cdot Q_{ij} \cdot V_i \cdot dt, \qquad (11)$$

dacă V_i reprezintă volumul în lacul i la un moment dat t.

Această relaţie se poate aproxima prin următoarea formulă:

$$\sum_{j=1}^{N_T} C_j \cdot t_j \sum_{i=1}^{N_L} (\eta_{hmed})_{ij} \cdot Q_{ij} \cdot (V_{med})_{ij} \qquad (12)$$

unde $(\eta_{hmed})_{ij}$ este randamentul mediu al centralei i, iar $(V_{med})_{ij}$ este volumul mediu în lacul i, în perioada de timp j. Debitul turbinat Q_{ij} este constant în cursul acestei perioade. Volumul mediu $(V_{med})_{ij}$ se obţine cu relaţia:

$$(V_{med})_{ij} = \frac{V_{i,j-1} + V_{ij}}{2}, \qquad (13)$$

iar randamentul hidraulic mediu are forma

$$(\eta_{hmed})_{ij} = 1 - \frac{F}{(V_{med})_{ij}}. \qquad (14)$$

În cele ce urmează se va admite, pentru simplificare, că funcţia F variază liniar cu volumul V al lacului între limitele admisibile pentru care randamentele hidraulice sînt η_{max} şi η_{min}. Relaţia (14) devine:

$$(\eta_{hmed})_{ij} = \eta_{max} - (\eta_{max} - \eta_{min}) \frac{1 - V_M/(V_{med})_{ij}}{1 - V_M/V_m} \qquad (14')$$

2. Procedee de optimizare utilizate

Prima etapă de studiu, care constituie o problemă de programare liniară, s-a soluţionat folosind diferiţi algoritmi simplex, pentru a testa viteza de convergenţă a procesului de iteraţie, eficienţa şi ordinul de mărime al erorilor ce apar datorită numărului mare de restricţii şi de variabile ale problemei analizate.

În algoritmul simplex primal [8] se foloseşte direct sistemul canonic

$$max \{Z = k' \cdot x\}$$
$$A \cdot x \leqslant b \qquad (15)$$

unde A este matricea coeficienţilor tehnici, k' este vectorul linie al factorilor de cost, b reprezintă vectorul disponibilităţilor, iar x este vectorul-coloană al variabilelor de decizie. Semnul (') specifică operaţia de transpunere matricială. Se admite în continuare ca valoare de referinţă timpul de lucru consumat pentru rezolvarea problemei folosind acest algoritm.

Întrucît matricea A a coeficienţilor sistemului este rară (peste 50% din elementele ei sînt nule), este convenabil să se folosească algoritmi perfecţionaţi, specifici problemelor de optimizare a sistemelor mari [9].

Utilizînd un procedeu simplex revizuit pentru variabile mărginite [10], volumul de memorie necesar şi timpul de calcul se reduc simţitor (cu circa 50% faţă de algoritmul simplex primal). Restricţiile (5) nu mai sînt incluse în matricea simplex-revizuit, ci se prelucrează separat printr-o tehnică specifică [11]. De asemenea, întrucît operaţiile simplex se aplică direct matricei simplex iniţiale, ordinul de mărime al erorii relative este mult mai redus. În cazul unui sistem cascadă cu multe centrale hidroelectrice (mai mult de 5, de exemplu), devine avantajos, din punctul de vedere al necesarului de memorie, să se utilizeze în locul matricei simplex-revizuit un procedeu de generare automată a elementelor coloanelor matricei, în momentul în care acestea sînt folosite în calcul.

Circumstanţa că matricea sistemului este rară se valorifică şi mai eficient prin aplicarea unui algoritm simplex parametric auto-dual specializat [12]. În această variantă timpul de lucru se reduce cu circa 65% faţă de algoritmul simplex primal.

Deoarece matricea sistemului are un număr de linii cu mult mai mare decît numărul de coloane (numărul de restricţii depăşeşte considerabil numărul variabilelor), este şi mai avantajos să se rezolve direct problema duală cu algoritmul parametric auto-dual menţionat anterior. Modelul matematic al problemei duale se scrie:

$$min \{W = b' \cdot u\}$$
$$A' \cdot u \geqslant k, \qquad (16)$$

unde u este vectorul dual de decizie, iar W este funcția-obiectiv duală. Timpul de rezolvare a problemei duale se reduce cu circa 30 % față de timpul de rezolvare a problemei primale, prin același algoritm.

Tehnica de optimizare necondiționată („search pattern technique") folosită în a doua etapă de analiză constituie un procedeu discret, elaborat de Hooke și Jeeves, pentru cercetarea sistematică a valorii criteriului de optimizare care conduce rapid la atingerea optimului, folosind un proces iterativ de explorare și extrapolare [13].

Notînd prin $\vec{x}$ vectorul volumelor finale, se inițiază faza de explorare, alegînd pasul de variație Δ al valorilor V_{fi} în direcțiile $i = 1, 2, \ldots, N_L$. Se calculează funcția-obiectiv — valoarea energiei nete E_n — cu formula (12) după efectuarea programului simplex și se repetă estimarea în noul punct de încercare $\vec{x}$ $\{x_1, x_2, \ldots, x_i + \Delta, x_{i+1}, \ldots, x_{N_L}\}$, obținîndu-se funcția-obiectiv E_{n1}. Dacă $E_{n1} > E_n$, se pune $E_n = E_{n1}$, $i = i + 1$ și se acceptă acest punct ca nouă bază de pornire; dacă $E_{n1} < E_n$, se pune $\vec{x}$ $\{x_1, x_2, \ldots, x_i - 2.\Delta, x_{i+1}, \ldots, x_{N_L}\}$ și se calculează E_{n2}. Dacă $E_{n2} > E_n$, se pornește din acest punct în continuare; în caz contrar se reia explorarea în punctul $\vec{x}$ $\{x_1, x_2, \ldots, x_i, x_{i+1} + \Delta, x_{i+2}, \ldots, x_{N_L}\}$.

După încheierea fazei de explorare, vectorul volumelor finale nu se schimbă dacă nici o încercare nu a îmbunătățit funcția-obiectiv. În acest caz se reia explorarea cu un pas $\Delta_1 < \Delta$. Dacă explorarea a îmbunătățit funcția-obiectiv și se notează prin $\vec{x}_1$ vectorul final, cel inițial fiind $\vec{x}_2$, se trece în continuare la faza de extrapolare, alegînd, fără probă, noul punct de explorare

$$\vec{x}_{2n} = \vec{x}_1 + (\vec{x}_1 - \vec{x}_2) \qquad (17)$$

și reluînd faza de explorare ca mai sus (fig. 4 — cazul bidimensional). Algoritmul se oprește

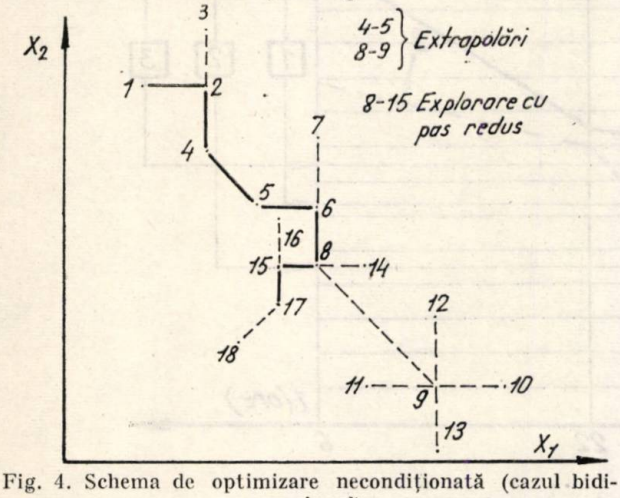


Fig. 4. Schema de optimizare necondiționată (cazul bidimensional).

atunci cînd pasul de explorare modificat în cursul iterațiilor devine mai mic decît o valoare minimă impusă Δ_m.

Într-o formă simplificată, algoritmul de programare este :

```
  981 K = 1
C   FAZA DE EXPLORARE
  982 LOC = 0
      DO 985 I = 1, NL
      X1 (I) = X2(I)+DELTA
      X1 → SIMPLEX → EN1
      IF(EN1−EN2) 983,983,986
  983 X1(I)=X2(I)−DELTA
      X1→SIMPLEX→EN1
      IF(EN1−EN2) 984, 984, 986
  984 X1(I)=X2(I)
      GO TO 985
  986 LOC=1
      EN2=EN1
  985 CONTINUE
C     TEST DE OPTIMIZARE
      IF(LOC) 988, 988, 991
C     FAZA DE EXTRAPOLARE
  991 DO 987 I=1, NL
      X(I)=X1(I)
  987 X2(I)=X1(I)+(X1(I)−X2(I))
      EN=EN2
      K=2
      GO TO 982
C     MICȘORAREA PASULUI DE EXPLORARE
  988 IF(DELTA.LE.DMIN) STOP
      DELTA=DELTA/2.
      IF(K−1) 982, 982, 989
  989 DO 990 I=1, NL
  990 X2(I)=X(I)
      EN2=EN
      GO TO 981
```

Prin SIMPLEX s-a notat mai sus algoritmul de programare liniară din prima etapă de analiză a problemei.

3. Rezultate numerice

Se consideră, pentru exemplificare, un sistem hidroenergetic în cascadă compus din trei centrale hidroelectrice cu lacuri de regularizare zilnic-orară (tampon) asociate. Debitele instalate Q_I în CHE și volumele caracteristice ale lacurilor sînt indicate în tabelul 1, împreună cu volumele V_{0i} existente în lacuri la începutul intervalului de studiu și cu volumele finale V_{fi} adoptate în prima iterație.

Tabelul 1

Lac (CHE)	Q_I (m³/s)	V_M (10^6 m³)	V_m (10^6 m³)	V_0 (10^6 m³)	V_f (10^6 m³)
1	80	3	1,25	2,5	2,75
2	100	2,5	0,9	2	2
3	180	4	1,5	3,5	3,5

Intervalul total de studiu a fost divizat în șase perioade de timp t_j, iar coeficienții de cost corespunzători C_j, hidrograful debitelor afluente Q_{aj} și coeficienții de disponibilitate m_{ij} a debitelor instalate, aleși pentru testarea numerică,

sînt prezentaţi în tabelul 2. S-a admis orientativ că energia produsă în perioadele de vîrf este de 8 şi respectiv 10 ori mai valoroasă decît energia de bază.

Tabelul 2

Perioada	6–7	7–12	12–16	16–20	20–22	22–6
t (h)	1	5	4	4	2	8
C	1	8	3	10	2	1
Q_a (m³/s)	30	50	60	75	75	75
m_1 (%)	50	100	100	100	75	50
m_2 (%)	100	100	100	100	0	100
m_3 (%)	100	100	100	100	100	100

În perioada de timp 20—22 se presupune că turbinele CHE nr. 2 nu funcţionează (de exemplu, datorită unei revizii curente).

În algoritmul de optimizare necondiţionată s-a admis pasul de explorare $\Delta = 2{,}5 \cdot 10^5$ m³ şi valoarea sa minimă $\Delta_m = 3 \cdot 10^4$ m³.

Soluţia optimă s-a obţinut după circa 50 iteraţii simplex în varianta de calcul care a folosit algoritmul simplex parametric auto-dual aplicat sistemului dual de restricţii, timpul total de calcul fiind de circa 100 s cu un calculator Felix C—256. Ordinul de mărime al volumului de memorie necesar a fost de aproximativ 15.66 celule (dimensiunea matricei simplex a sistemului dual de restricţii din acest caz numeric).

Rezultatele calculului sînt sintetizate în tabelul 3 şi în figura 5, pentru $\eta_{max}=1$ şi $\eta_{min}=0{,}6$.

Tabelul 3

Perioada	6–7	7–12	12–16	16–20	20–22	22–6
Q_1 (m³/s)	29,24	80	80	90	60	40
Q_2 (m³/s)	0	100	100	100	0	27,24
Q_3 (m³/s)	0	152,64	0	180	0	0

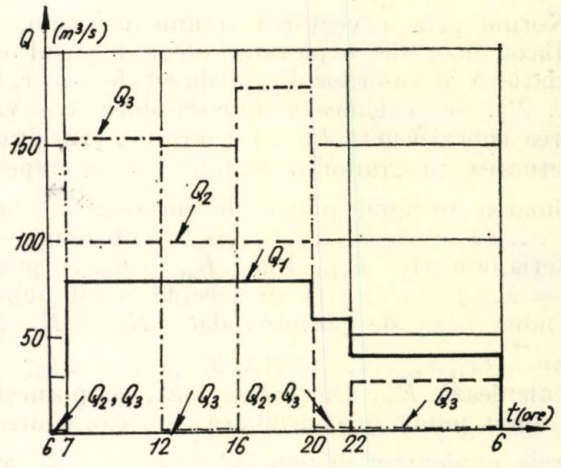


Fig. 5. Planul optim de exploatare a sistemului.

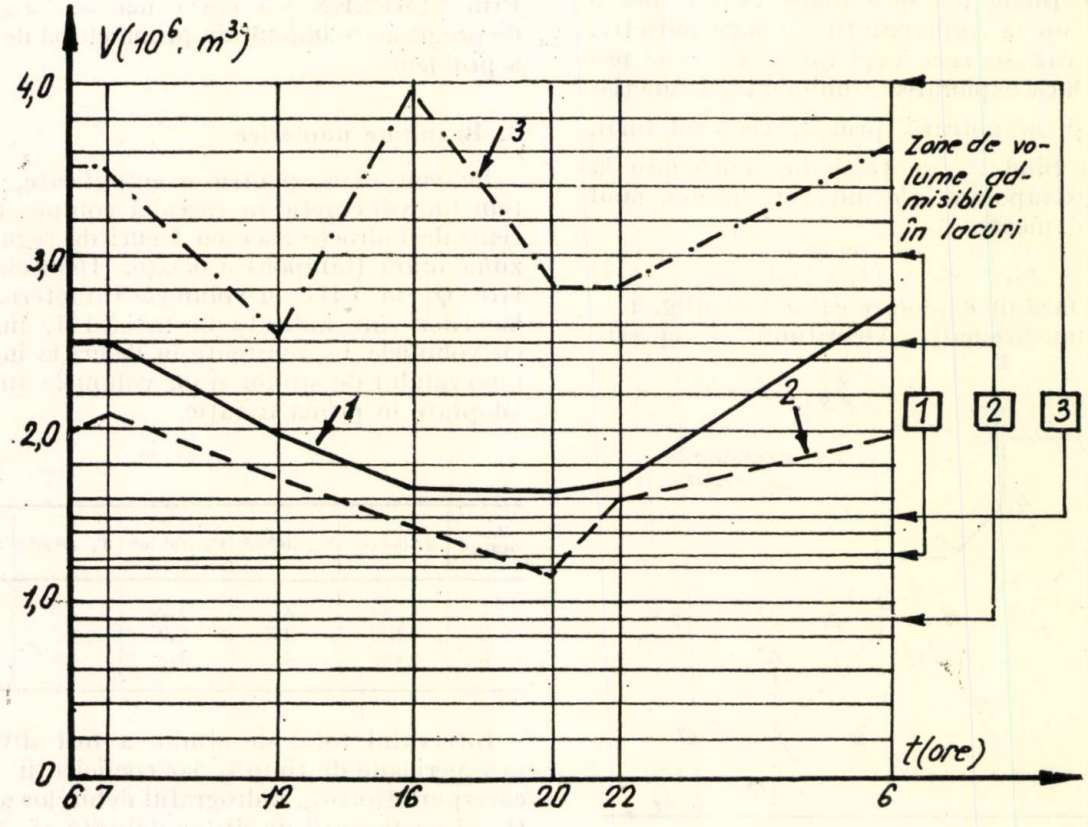


Fig. 6. Variaţia în timp a volumelor în lacuri.

Pentru programul optim de exploatare de mai sus, volumele finale în lacuri la sfîrșitul intervalului de studiu sînt : $V_{f1} = 2\,718\,750$ m³; $V_{f2} = 1\,968\,750$ m³; $V_{f3} = 3\,625\,000$ m³, iar valorile energiilor netă maximizată și brută (în unitățile arbitrare adoptate) sînt :

$$E_n = 24{,}09053, \qquad E = 12{,}7803.$$

Variația în timp a volumelor în lacurile sistemului-cascadă pentru acest program de exploatare este reprezentată în figura 6. Se observă că la sfîrșitul perioadei 12—16 nivelul în lacul 3 atinge valoarea maximă admisibilă, pe cînd în celelalte lacuri se menține mereu la valori intermediare. Vectorul volumelor finale ale lacurilor pentru programul optim diferă de cel ales în prima iterație, fără a exista o tendință monotonă de scădere sau creștere. Într-o altă variantă de studiu, maximizarea valorii energiei brute E a fost admisă drept criteriu de optimizare în ambele etape de analiză, constatîndu-se o tendință de golire a lacurilor pînă la nivelele minime admisibile. Ecartul de variație al valorii energiei brute a fost extrem de redus (zona de confidență a mărimilor volumelor finale în acest gen de programare liniară parametrică s-a dovedit a fi foarte largă). Întrucît în expresia valorii energiei nete intervine randamentul hidraulic, care favorizează exploatarea cu nivele cît mai ridicate în lacuri, criteriul de optimizare $max\{E_n\}$ nu are ca rezultat golirea excesivă a lacurilor către sfîrșitul intervalului de studiu.

Valorile iterate ale energiilor brută și netă corespunzătoare pașilor admisibili de optimizare necondiționată (pentru care energia netă crește) sînt date în tabelul 4.

Tabelul 4

Iterația	E_n	E
1	23,9126	12,8273
10	23,9685	12,6844
22	24,0533	12,7622
29	24,0609	12,7694
37	24,0642	12,7803
39	24,0905	12,7803

Variația mărimilor E_n și E este reprezentată grafic în figura 7. Se constată că maximul valorii energiei nete nu corespunde maximizării valorii energiei brute, datorită randamentului hidraulic dependent de nivelele în lacuri.

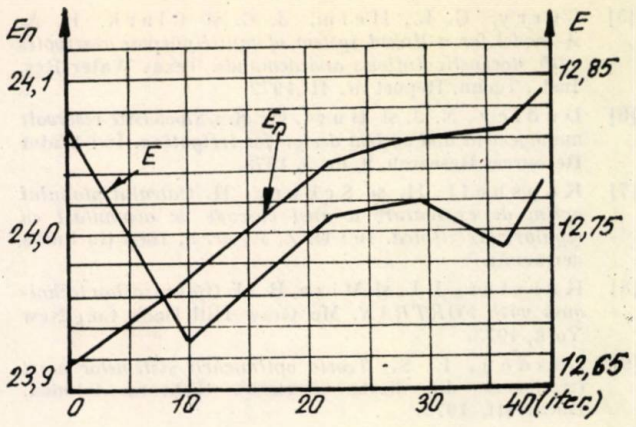


Fig. 7. Variația mărimilor E și E_n cu numărul de iterații

Concluzii

Modelul matematic prezentat în articolul de față înlocuiește rezolvarea unei probleme dificile de programare neliniară printr-un algoritm de programare liniară combinat cu un procedeu de optimizare necondiționată a unei funcții-obiectiv neliniare.

Dacă etapa de programare liniară este infezabilă, restricțiile impuse în exploatarea sistemului nu pot fi satisfăcute fără a exista și debite deversate. Într-un articol anterior [14] se indică un procedeu intuitiv, deși nu riguros, de realizare a unui program convenabil de exploatare care să asigure o funcționare corectă a sistemului și în situațiile de ape mari. Analiza completă a cazurilor în care deversarea devine inevitabilă, deși este de dorit să fie cît mai redusă, presupune, în cadrul modelului liniar-neliniar adoptat, lărgirea cîmpului variabilelor de decizie prin introducerea debitelor deversate. Într-o schemă și mai extinsă se pot introduce în studiu hidrografele debitelor afluente provenind din subbazinele aferente lacurilor, precum și debitele pentru alte folosințe, atît în tratare deterministă cît și stochastică. De asemenea, pentru un grafic de exploatare optimizat la nivelul sistemului-cascadă este important să se cunoască încărcarea optimă a grupurilor fiecărei CHE, ceea ce presupune un program de optimizare la nivel de centrală hidroelectrică.

Studiul tuturor acestor probleme va constitui obiectul unor lucrări ulterioare ale autorilor.

Bibliografie

[1] Jamieson, D. G. și Wilkinson, J. C. *River Dee research program.* În : Water Resources Research, 8, nr. 4, 1972.

[2] ReVelle, C., Joerces, E. și Kirby, W. *The linear decision rule in reservoir management and design.* În : Water Resources Research, 5, nr. 4, 1969.

[3] Hall, W. A. și Shepard, R. W. *Optimum operations for planning of a complex water resources system.* În : Water Res. Cent. Contribution, nr. 122, Los Angeles, 1967.

[4] Gablinger, M. și Louks, D. P. *Markov models for flow regulation.* În : Journal of the Hydraulics Division, ASCE, 96, nr. 1, 1970.

[5] Curry, G. L., Helm, J. C. şi Clark, R. A. *A model for a linked system of multi-purpose reservoirs with stochastic inflows and demands.* Texas Water Res. Inst., Techn. Report nr. 41 ,1972.

[6] Dudley, N. J. şi Burt, O. R. : *Stochastic reservoir management and system design for irrigation.* În : Water Resources Research, 9, nr. 3, 1973.

[7] Kopshoff, H. şi Schorr, H. *Calculul planului optim de exploatare a unei cascade de acumulări cu regularizare zilnică.* În : O. Z. E. nr. 3, 1968 (în limba germană).

[8] Kuester, J. L. şi Mize, R. H. *Optimization techniques with FORTRAN.* Mc Graw Hill Book Co., New York, 1973.

[9] Lasdon, L. S. *Teoria optimizării sistemelor mari* (traducere din limba engleză). Editura tehnică, Bucureşti, 1975.

[10] Mihoc, G. şi Nădejde, I. *Programarea matematică* Editura ştiinţifică, Bucureşti, 1966.

[11] Taha, H. A. *Operations research. An introduction.* MacMillan, New York, 1970.

[12] Yeh, W. W. G. ş. a. *Optimal state analysis of reservoirs* U.C.L.A., Report ENG-7390, Los Angeles, 1973.

[13] Kowalik, J. şi Osborne, M. R. *Methods for unconstrained optimization problems.* American Elsevier Publ. Co., New York, 1968.

[14] Diacon, Al., Seteanu, I., Popa, R., Voicu G. şi Stănculescu, Fl. *Exploatarea optimă a lacurilor cu regularizare zilnică-orară pentru un sistem de CHE în cascadă.* În : Energetica, 23, nr. 5—6, 1975.

(Articol intrat în redacţie la 12 septembrie 1975)

Studii privind comportarea termică a cursurilor de apă sub influenţa apelor calde provenite de la centralele termoelectrice

Dr. ing. **C. Mihăileanu,**
dr. ing. **Fl. Ardeleanu,**
dr. ing. **Al. Măruţă,**
ing. **E. Müler,**
matem. **P. Treanţă,**
ing. **C. Dumitru***)

Generalităţi

Problema influenţei centralelor termoelectrice asupra mediului înconjurător se înscrie în cadrul general al preocupărilor privind combaterea poluării, preocupări de pregnantă importanţă în actualul stadiu al dezvoltării economiei mondiale. Dintre multiplele aspecte ale acestei influenţe se desprinde cu o cotă importantă impactul circuitelor de răcire cu mediul şi în special influenţa apei încălzite în condensatoare asupra emisarilor naturali în care aceasta este evacuată. Două legi de dată relativ recentă (Legea privind protecţia mediului înconjurător şi Legea apelor) consemnează la nivel naţional măsuri privind folosirea raţională a resurselor de apă naturală în scopul prevenirii ruperii echilibrului ecologic şi daunelor aduse sănătăţii oamenilor şi economiei naţionale prin înrăutăţirea calităţii apelor. În legile menţionate, printre factorii care pot influenţa în mod negativ calitatea apelor se enumeră şi apele calde evacuate din centralele termoelectrice. Prevederile sînt îndreptăţite, întrucît România, deşi este o ţară în plină dezvoltare, datorită condiţiilor hidrologice specifice (ţară relativ săracă în ape, cu o variaţie mare a debitelor în cursul anului), a ajuns practic, în ce priveşte problema evacuării apelor calde de la centralele termoelectrice, la nivelul ţărilor dezvoltate din punct de vedere industrial. De aceea Ministerul Energiei Electrice a considerat oportună efectuarea unor studii şi cercetări în această direcţie, iar faptul că a angajat o asemenea activitate încă înainte de existenţa unor legi specifice este meritoriu.

Probleme ce se pun. Stadiul dezvoltărilor pe plan mondial

Din analiza problemelor legate de influenţa apei calde evacuate din centralele termoelectrice asupra mediului (resurselor naturale de apă) rezultă necesitatea de a se găsi răspuns la o serie de aspecte, care ar putea fi formulate astfel :

a) Dacă şi în ce măsură evacuarea apelor calde în emisari constituie, pentru condiţiile ţării noastre, un factor de poluare a mediului sau de stînjenire a altor actiivităţi umane, care implică folosirea resurselor de apă cu caracteristici termice modificate.

b) În caz afirmativ, care sînt limitele admisibile în care temperatura apelor naturale poate fi mărită fără a antrena transformări de ordin ecologic.

c) Care sînt implicaţiile reducerii cantităţii de căldură evacuată în apă asupra celorlalţi factori naturli care primesc excesul de căldură nepreluat de cursurile naturale (aer, microclimat, floră).

d) Implicaţiile economice (cheltuielile suplimentare) provenite din măsurile de evitare a poluării termice a apelor.

e) Determinarea capacităţii de răcire a sursei, a distanţei necesare de revenire la temperatura

*) Călin Mihăileanu este directorul ICEMENERG ; Florica Ardeleanu este cercetător ştiinţific principal la ICEMENERG ; Alexandru Măruţă este conferenţiar la Institutul de construcţii Bucureşti ; Elena Müler este cercetător ştiinţific la ICEMENERG ; matem. Paul Treanţă şi ing. Constantin Dumitru lucrează la ICEMENERG.

naturală după punctul de injectare a apei cu caracteristici termice modificate.

f) Soluții privind accelerarea în condiții economice a efectului de răcire în rîuri, a reoxigenării apelor etc.

Simpla enumerare a acestor aspecte arată că activitatea de elucidare a lor presupune un volum de muncă de durată și cu un pronunțat caracter interdisciplinar.

În ciuda faptului că literatura de specialitate este foarte vastă, stadiul rezolvării problemelor este încă relativ incipient. Din datele de care se dispune pînă în prezent reiese că :

— Evacuarea în rîuri a apelor încălzite ca urmare a folosirii lor în scopul răcirii industriale afectează echilibrul biologic al acestor ape, în principal datorită scăderii conținutului în oxigen, care antrenează transformări ale biotopului de natură să modifice în mod ireversibil biocenoza emisarilor naturali.

— Efectul încălzirii artificiale a apei este foarte diferit de la regiune la regiune, în funcție de condițiile naturale (relief, climă, floră, faună etc.).

— Prezența unor impurități și substanțe poluante duce la o agravare a situației în cazul în care este secondată de o creștere a temperaturii apei (de altfel, există părerea — care nu a fost încă infirmată — că apa caldă evacuată din centralele termoelectrice nu influențează negativ biotopul decît în prezența poluanților de altă natură și că o îmbunătățire substanțială a calității apelor se poate obține nu prin restricții la evacuarea căldurii, ci prin reducerea celorlalți impurificatori).

Revenind la preocupările din țara noastră, este de observat că aspectele cu caracter ecologic nu pot fi elucidate de către institutele tutelate de Ministerul Energiei Electrice, sarcina principală în acest domeniu revenind Consiliului Național al Apelor, care are și calitatea de a impune măsurile de restricții corespunzătoare. Ministerul Energiei Electrice trebuie să fie însă pregătit pentru a lua măsurile necesare impuse de condițiile de restricții și, totodată, să colaboreze cu organul republican însărcinat cu gospodărirea apelor, pentru ca limitele impuse privind încălzirea termică a emisarilor naturali să fie cît mai judicios stabilite. Astfel, pot intra în sarcina Ministerului Energiei Electrice aspecte ca :

— Examinarea posibilităților de regenerare sub aspect termic a apelor încălzite ale emisarului (revenirea în apropiere de temperatura naturală) pe o distanță relativ mică (10—15 km), care ar putea fi avută în vedere la îmbunătățirea condițiilor de restricții în special în timpul iernii.

— Soluții constructive pe traseele de evacuare a apei încălzite, care să contribuie la reoxigenarea apei calde înainte de evacuarea în emisar.

— Punerea în evidență a efectelor negative de ordin economic (sub aspectul investițiilor, dar mai ales sub aspectul consumului suplimentar de combustibil, care este predominant), poate nu atît pentru problema strictă a poluării apelor, cît mai ales pentru a ajuta Consiliul Național al Apelor la o stabilire cît mai adecvată a măsurilor de funcționare a diferitelor folosințe în perioadele de restricții, și a unei distribuții corespunzătoare a debitelor pentru folosințele ce se vor dezvolta în perspectivă.

În cele arătate se adaugă stabilirea programelor corecte ale centralelor termoelectrice pentru funcționarea în condiții de restricție. Toate aceste obiective sînt în curs de analizare la ICEMENERG, care a ajuns deja la unele concluzii. Fiecare dintre aspectele enumerate fiind suficient de vast pentru a necesita o tratare specială, prezentarea lor urmează a se face în lucrări separate, pe măsura acumulării de material faptic.

În articolul de față se pune accent pe problemele de măsurători în natură privind evoluția apei calde în emisar, aspecte decurgînd din aceasta cu privire la regenerarea calității termice a apei și măsuri privind reoxigenarea apei calde evacuate. Rezultatele obținute se referă la măsurătorile efectuate în anul 1973 și au caracter preliminar.

Programul de măsurători inițiat. Tipuri de măsurători efectuate și metodica utilizată

Pentru programul de măsurători s-au ales bazinele rîurilor Jiu și Mureș, în zona centralelor Rovinari, Craiova și, respectiv, Luduș și Deva. Au fost alese aceste bazine întrucît sînt cele mai încărcate termic, iar perspectivele (în special pentru bazinul Jiului) prevăd dezvoltarea în continuare a folosirii lor pentru răcire. Fixarea zonelor și secțiunilor pentru măsurători au fost diferite de la amplasament la amplasament, în funcție de situația locală, de posibilitățile de obținere a unor rezultate cît mai concludente, de condițiile hidrometeorologice existente. Lungimile de rîu pe care s-au făcut măsurători au fost de 8,5 — 47 km. Pe sectoarele studiate s-au efectuat următoarele tipuri de măsurători :

— temperatura și umiditatea relativă a aerului ;

— debitele de apă și cîmpurile de viteză în secțiunile considerate ;

— temperaturile apei ;

— viteza și direcția vîntului ;

— radiația solară, evaporația ;

— conținutul în oxigen dizolvat (O_2 și CBO_5).

Pentru fiecare secțiune de control s-a prelucrat pe grafice unice variația tuturor parametrilor măsurați, inclusiv graficul de putere al centralelor termoelectrice. Pentru secțiunile de măsurători s-au prelucrat diagrame de tipul

celor prezentate în figura 1, care corespund variaţiilor temperaturilor medii, temperaturilor de suprafaţă, vitezelor, debitului şi fluxului termic.

punct oarecare al verticalei de înălţime $h(x)$, iar c — căldura specifică.

Cel de-al doilea tip de prelucrare a fost reprezentat pe grafice unice pentru toate secţiunile

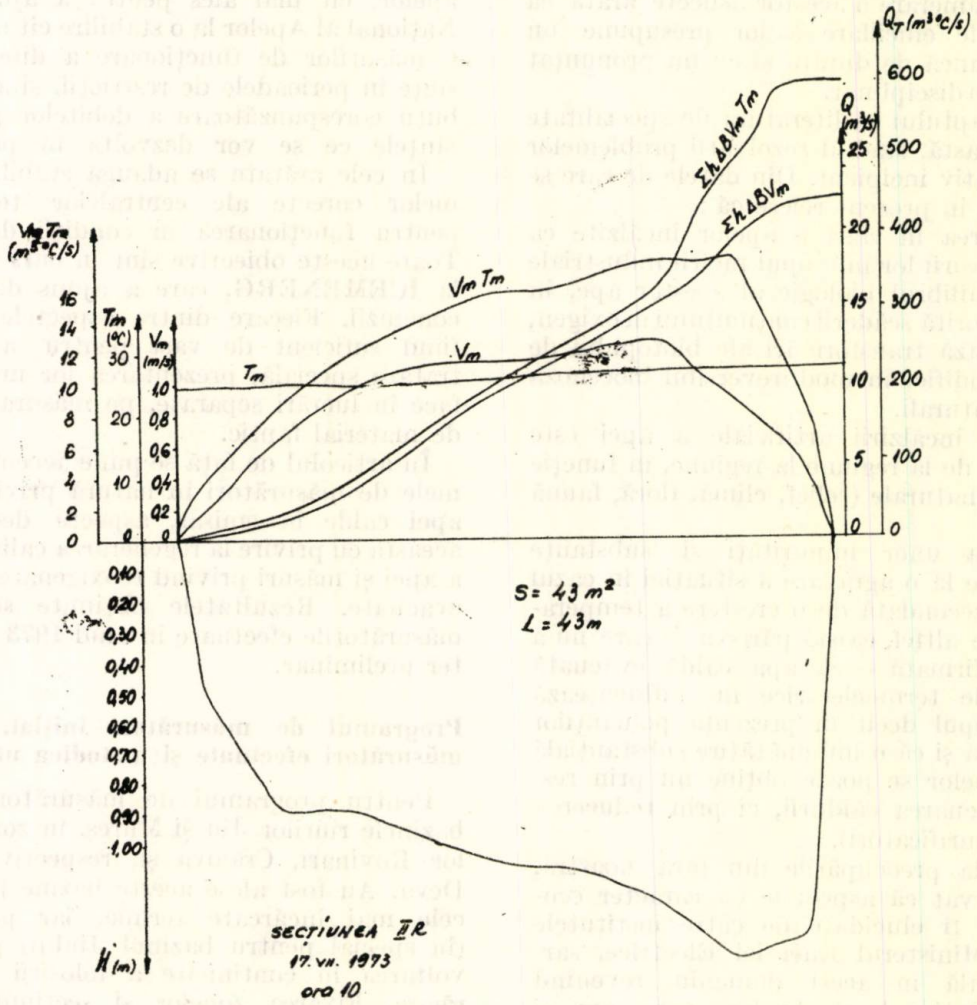


Fig. 1. Modul de prelucrare a măsurătorilor.

Repartiţia temperaturilor apei în secţiunile de măsurători s-a prelucrat în două moduri diferite :

— sub formă de izoterme (fig. 2, 3, 4);

— sub formă de temperatură reziduală, prezentată ca diferenţa între temperatura medie $T_{(x)m}$ a rîului pe verticala (x), într-o secţiune aval de punctul de debuşare, şi temperatura medie $T_{(x)m}$ a rîului înainte de punctul de debuşare a apei calde. $T_{(x)m}$ rezultă apoi din expresia :

$$T_{(x)m} = \frac{\int_0^h \rho \cdot c \cdot T \cdot v \cdot \mathrm{d}h}{\int_0^h \rho \cdot c \cdot v \cdot \mathrm{d}h} \qquad (1)$$

în care T, ρ şi v reprezintă temperatura apei, densitatea şi, respectiv, viteza curentului într-un

de măsurători ale sectorului studiat — la diferite ore şi în diferite zile ale programului de măsurători — astfel încît să poată fi puse în evidenţă procesele evoluţiei în timp şi în special a unor fenomene, cum ar fi procesul de amestec şi difuzie.

O prelucrare specială a temperaturilor a fost făcută pentru a pune în evidenţă efectul răcirii (ΔT_{med}) între secţiunile extreme ale sectorului considerat, cu relaţia :

$$\Delta T_{med} = \frac{\int A_n \rho \cdot v \cdot T \cdot c \cdot \mathrm{d}A - \int A_1 \cdot \rho \cdot v \cdot T \cdot c \cdot \mathrm{d}A}{\int A_1 \cdot \rho \cdot v \cdot c \cdot \mathrm{d}A} \qquad (2)$$

în care A_1 şi A_n reprezintă secţiunile-limită ale sectorului considerat.

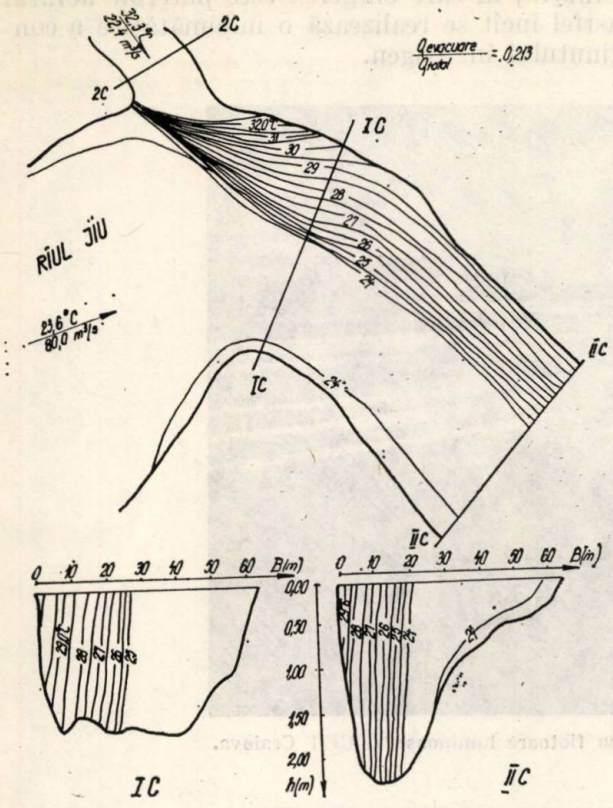


Fig. 2. Izoterme în dreptul evacuării la CET Craiova.

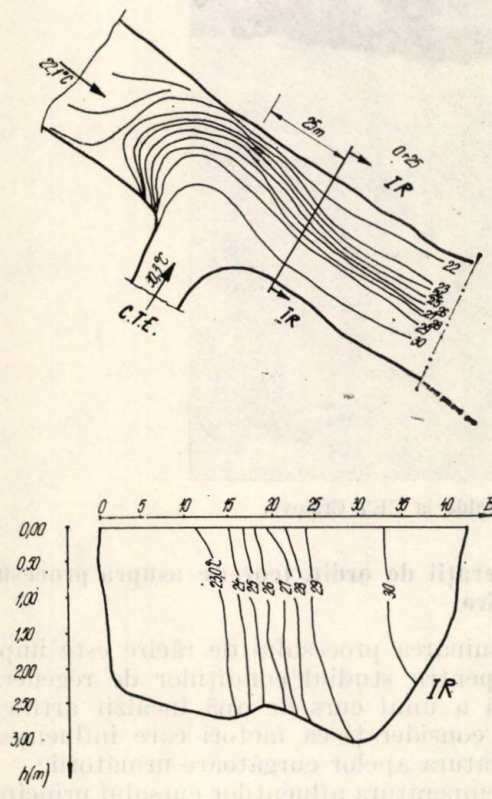


Fig. 3. Izoterme în dreptul evacuării la CTE Rovinari.

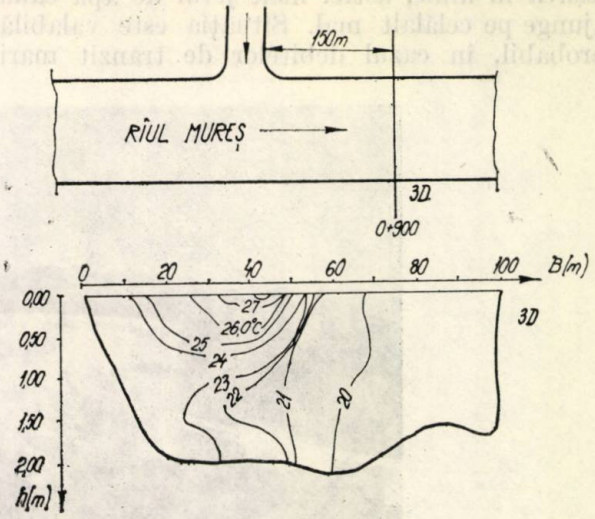


Fig. 4. Izoterme în dreptul evacuării la CTE Deva.

Rezultatele măsurătorilor efectuate

Întrucît, așa cum s-a menționat, condițiile hidrometeorologice și de amplasament sînt diferite de la o centrală la alta, concluziile se vor stabili după enumerarea rezultatelor obținute la fiecare centrală în parte. Astfel, se constată că izotermele au o evoluție diferită de la un punct de evacuare la altul și, de asemenea, sînt influențate de raportul dintre debitul de tranzit și debitul evacuat.

În figura 2 se pot vedea spectrele izotermelor pentru un raport dat între Q_R și Q_c la CET Craiova. Se menționează că, pe măsura creșterii debitului de tranzit, lățimea curentului de apă caldă se îngustează, păstrîndu-se pe malul pe care este amplasat canalul de evacuare. Pe de altă parte, în funcție de condițiile de realizare a punctului de evacuare în raport cu albia și cu lățimea acesteia, izotermele pot căpăta o alură diferită. De exemplu, se poate observa că, pe cînd la CET Craiova (fig. 2) și CTE Rovinari (fig. 3) izotermele au o alură aproximativ verticală, la CTE Deva apare tendința unei stratificări (fig. 4, secțiunea 3D). De asemenea, este de menționat că difuzia termică se face relativ lent, constatîndu-se încă neuniformizat curentul pe o distanță de 2 — 15 km.

Examinarea evoluției curenților calzi de suprafață în albie în apropierea debușării a fost făcută și cu trasori luminoși, cum se arată în figura 5, pentru CET Craiova.

În programul măsurătorilor a fost inclusă și CTE Luduș. Din măsurătorile efectuate a rezultat un amestec foarte bun al apei rîului cu apa caldă evacuată încă din apropierea punctului de debușare. Aceasta se datorește în principal modului de realizare a debușării (perpendicular pe firul apei, imediat în aval de baraj, a cărui lățime este relativ mică) și energiei specifice mari a curentului de apă caldă la

ieşirea în albie, astfel încît jetul de apă caldă ajunge pe celălalt mal. Situaţia este valabilă, probabil, în cazul debitelor de tranzit mari.

Craiova, în care curgerea este puternic aerată, astfel încît se realizează o îmbunătăţire a conţinutului în oxigen.

Gig. 5. Determinarea curenţilor de suprafaţă cu flotoare luminoase la CET Craiova.

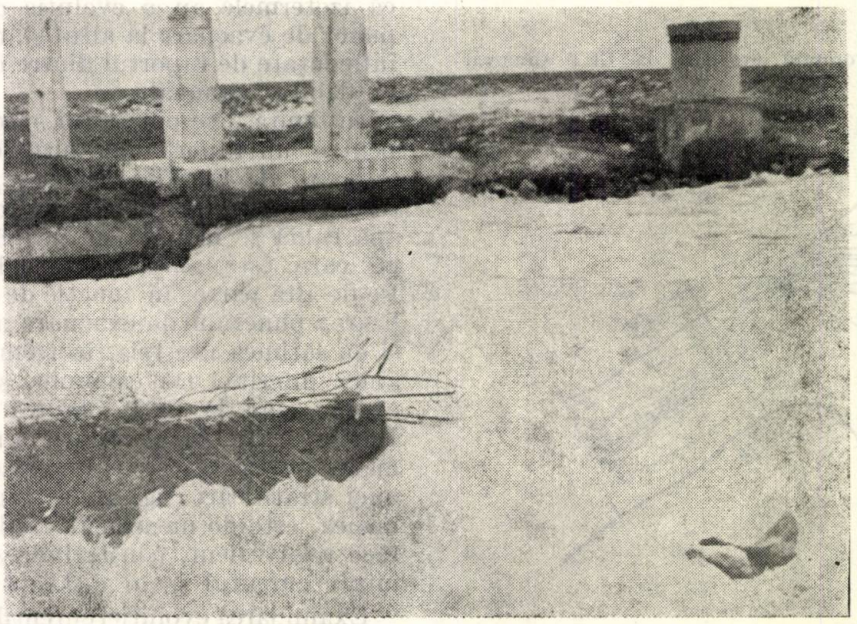


Fig. 6. Prag cu aerare pe evacuarea apei calde la CET Craiova.

În ceea ce priveşte conţinutul de oxigen, s-a constatat, pe baza măsurătorilor efectuate la CET Craiova şi CTE Rovinari, o uşoară scădere a conţinutului în oxigen al apei la trecerea ei prin condensator şi o reaerare după trecerea peste praguri aşezate în emisar sau pe traseul canalului de evacuare.

În figura 6 se prezintă unul din seria de patru praguri existente pe canalul de evacuare al CET

Consideraţii de ordin teoretic asupra procesului de răcire

Examinarea procesului de răcire este importantă pentru studiul condiţiilor de regenerare termică a unui curs de apă încălzit artificial. Pot fi consideraţi ca factori care influenţează temperatura apelor curgătoare următorii:

a) temperatura afluenţilor cursului principal;

b) stratificarea termică a apei;

c) radiația solară de unde lungi și scurte;
d) radiația atmosferică de unde lungi (straturi de nori și vapori de apă);
e) pierderea de căldură prin evaporare sau (mai rar) cîștigul de căldură prin condensarea vaporilor de apă pe suprafața apei;
f) difuzia directă a căldurii din apă-aer sau invers;
g) răcirea datorită precipitațiilor căzute pe suprafața apei;
h) schimbul termic între rîu și patul albiei;
i) încălzirea datorită disipării energiei hidraulice în lungul emisarului.

În condițiile țării noastre putem presupune sectoare de rîu fără afluenți (sau fără afluenți foarte importanți), care pentru cazurile studiate pot atinge minimum 15—20 km și, de asemenea, stratificație termică neglijabilă. Se poate neglija, de asemenea, răcirea datorită precipitațiilor (în special pentru condițiile de vară), cît și schimbul termic indirect între apă și atmosferă prin intermediul patului albiei. În plus, cîștigul de căldură datorită disipării energiei, al cărui efect este descris de relația:

$$c \cdot \Delta T_f = g \cdot \Delta h \qquad (3)$$

este, de asemenea, neglijabil ($2{,}34 \cdot 10^{-3}$ °C). În relația (3)

c reprezintă căldura specifică a apei;
ΔT_f — creșterea de temperatură prin frecare;
g — accelerația gravitației;
Δh — căderea totală în bief.

Rămîn deci de luat în considerare fenomenele cuprinse la punctele c — f, care înglobează ansamblul schimbului termic cu atmosfera. Considerînd temperatura apei pentru care schimbul de căldură cu atmosfera este nul ca temperatură de echilibru (T_e), se poate admite că în vecinătatea acestei temperaturi schimbul termic variază liniar cu temperatura apei, astfel încît, după datele literaturii de specialitate, se poate scrie:

$$H = hw \cdot c \cdot \rho \frac{dT}{dt} = K(T_e - T), \qquad (4)$$

în care

hw este înălțimea stratului de apă care participă la schimbul de căldură (după amestec);
c — căldura specifică a apei;
ρ — densitatea apei;
dT/dt — variația temperaturii în timp de-a lungul rîului;
K — coeficientul global de schimb de căldură, care este determinat în principal de condițiile meteorologice, dintre care vîntul are ponderea principală.

În calcule temperatura de echilibru T_e se poate lua aproximativ egală cu temperatura medie zilnică a aerului. Determinarea ei directă necesită cunoașterea simultană a parametrilor de la punctele $c - f$, ceea ce introduce complicații, fiind necesar un număr mare de instrumente de măsură speciale, repartizate în lungul sectorului de rîu considerat. Revenind la relația (4), după unele transformări aceasta se poate scrie sub forma:

$$T_{(t)} - T_e = T_{(0)} - T_e \exp. \frac{K \cdot A}{\rho c Q}, \qquad (5)$$

în care $T_{(0)}$ și $T_{(t)}$ reprezintă temperaturile apei la limita tronsonului de rîu considerat, parcurs de debitul Q, iar A — suprafața corespunzătoare a oglinzii apei.

Această relație se folosește mult în literatură, iar nomogramele realizate în literatura de specialitate pe baza ei au fost puse de către ICEMENERG sub o formă comod utilizabilă în calculele practice. Ea poate fi folosită cu caracter provizoriu pentru prognozarea regenerării termice a emisarului, pînă la obținerea unor date mai complete care vor rezulta din ciclul de măsurători ce se va extinde în următorii ani.

Concluzii

Deși măsurătorile au caracter preliminar, din examinarea rezultatelor obținute se desprind cîteva concluzii cu caracter imediat, și anume:

— Fiecare curs de apă își are, datorită factorilor naturali (climă, relief etc.), o individualitate proprie, peste care se suprapune însă influența construcțiilor hidrotehnice ale folosințelor de apă aflate pe cursurile respective (praguri, pile de pod, construcții de regularizare etc.) și, totodată, influența geometriei punctului de evacuare a apei calde de la centralele termoelectrice.

— Pe lîngă amestecul (difuziei) lent, dacă acesta nu este stimulat încă de la punctul de evacuare a apei calde, s-a constatat, din compararea izotermelor cu epurele de viteze, că curenții calzi au tendința de a se înscrie în cîmpul vitezelor maxime, ceea ce contribuie de altfel la menținerea în oarecare măsură a stabilității lor.

— Din examinarea variației conținutului în oxigen se remarcă o tendință de îmbunătățire a lui în lungul circuitului, explicată prin faptul că efectele defavorabile ale creșterii de temperatură sînt contracarate de efectul pozitiv al aerării apei în diferitele puncte ale circuitului și în special în cascadele debușărilor.

— În ceea ce privește aspectul de prognoză, evaluabil cu relația (5), care este valabilă pentru un curent de apă omoterm, sarcina este de a stabili pe bază de măsurători abaterile coeficientului global de schimb K, pentru cazul curenților termici neomogeni.

Optimizarea regimurilor de livrare a căldurii din CET urbane

Dr. ing. **V. Athanasovici**,
ing. **C. Răducanu**,
ing. **E. Valea***)

Principala cale de economisire a combustibililor energetici în CET este mărirea randamentelor de producere, transport, distribuţie şi utilizare a energiei electrice şi căldurii livrate consumatorilor sau, altfel spus, micşorarea pierderilor ce apar pe parcursul celor patru etape.

Lucrarea de faţă prezintă metoda de calcul a pierderilor minime de căldură, care apar în cazul livrării centralizate a căldurii în sistemele de termoficare urbană.

Se consideră puncte termice urbane cu racordare indirectă pentru încălzire şi prepararea apei calde menajere în două trepte serie, care alimentează cu căldură consumatori cu structuri diferite ale consumului.

Prin structura consumului de căldură caracteristic unui anumit tip de consumator se înţelege raportul între cantitatea de căldură medie zilnică săptămînală necesară pentru prepararea apei calde şi cantitatea de căldură maximă necesară pentru încălzire, corespunzătoare temperaturii exterioare de calcul:

$$\rho = \frac{q_{ac}^{md}}{q_i^{max}}$$

Variaţia necesarului de căldură pentru încălzire este aceeaşi pentru o anumită zonă geografică şi, ca urmare, graficul de reglaj corespunzător tipului de puncte termice amintit va fi determinat de raportul caracteristic ρ.

Întrucît CET alimentează diverse tipuri de consumatori, fiecare avînd o anumită structură a consumului de căldură, diferenţele între acestea şi raportul ρ adoptat, pe baza căruia se ridică graficul de reglaj la centrală, vor produce o serie de pierderi de căldură.

Se pune deci problema alegerii raportului caracteristic ρ, astfel încît pierderile de căldură să fie minime.

În calculul acestor pierderi se consideră drept consumatori cele n puncte termice ale sistemului de termoficare, fiecăruia corespunzîndu-i un raport caracteristic care depinde ca valoare de tipul consumatorilor efectivi alimentaţi din PT respective.

Mărimile care intervin în calculul pierderilor sînt:

— $\rho_j\ (j = 1, \ldots, n)$, care reprezintă raporturile caracteristice fiecărui punct termic, în ordine crescătoare ($\rho_j \leqslant \rho_{j+1}$);

— $W_j (j = 1, \ldots, n)$, debitele de apă de reţea aferente fiecărui punct termic (echivalenţii termici în apă ai apei), kcal/h.grd.;

— τ_{fi}, durata perioadei de încălzire, ore/an;

— H_{pr}, înălţimea totală de refulare a pompelor de reţea;

— η_{pr}, randamentul pompelor de reţea.

Schema punctului termic considerat este prezentată în figura 1.

Cu notaţiile de mai sus se consideră următoarele mărimi de calcul: $t_3^c = 150$; $t_4^c = 80$; $t_6^c = 95$; $t_7^c = 75$°C.

Ecuaţiile temperaturilor ce descriu graficul de reglaj, precum şi ecuaţia „simplificată" a

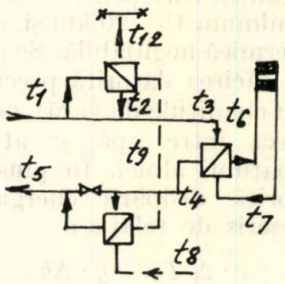


Fig. 1. Schema de principiu a punctului termic.

curbei clasate utilizată în calcul sînt cele recomandate în [1].

Din cele expuse reiese că:

$$\rho_1 \leqslant \rho \leqslant \rho_n$$

Astfel, consumatorii racordaţi la sistemul de termoficare studiat se vor împărţi în două categorii:

— consumatori cu $\rho_j < \rho\ (j = 1, \ldots, k)$;

— consumatori cu $\rho_j > \rho\ (j = k+1, \ldots, n)$.

În aceste condiţii, pierderile de căldură corespunzătoare primei categorii de consumatori se materializează prin cantitatea de căldură livrată în plus faţă de necesar, şi anume:

$$\sum_{j=1}^{k} q_{sj} = \sum_{j=1}^{k} W_j\,(\delta - \delta_j)\,10^3 \quad [\text{kcal/h}]$$

$$\sum_{j=1}^{k} Q_{sj}^{an} = \sum_{j=1}^{k} \int_0^{\tau_{fi}} q_{sj}\,d\tau\,10^3 \quad [\text{kcal/an}]$$

O parte din această cantitate de căldură livrată suplimentar va produce supraîncălziri în apartamentele consumatorilor, pierzîndu-se în atmosferă, iar restul determină mărirea temperaturii t_5 a apei din reţea, avînd ca urmare o scădere a producţiei de energie electrică în termoficare, care echivalează cu o pierdere de combustibil.

*) Dr. ing. V. Athanasovici lucrează la Institutul politehnic Bucureşti; ing. C. Răducanu şi ing. E. Valea lucrează la ICEMENERG.

În cazul consumatorilor cu $\rho_j > \rho$, cantitatea de căldură livrată este mai mică decît necesarul; diferența are valoarea

$$\sum_{j=k+1}^{n} q_{dj} = \sum_{j=k+1}^{n} W_j (\delta_j - \delta)\, 10^3 \ [\text{kcal/h}]$$

Deficitul de căldură se va acoperi prin suplimentarea debitelor de apă din rețea, aferente punctelor termice de la $(k+1)$ la (n), astfel încît consumatorul să primească întreg necesarul de căldură, în situația cea mai grea, în care diferența de temperatură tur-retur a apei este minimă ($\Delta t_a = t_1 - t_5$), adică:

$$q_{dj} = \Delta\, W_j\, (t_1 - t_5)_{min} \ [10^3 \text{ kcal/h}],$$

unde $(t_1 - t_5)_{min}$ este valoarea minimă a lui Δt_a din cursul perioadei de încălzire.

Prin această condiție se asigură alimentarea cu căldură a consumatorului la valoarea cerută de acesta, tot timpul perioadei de încălzire.

În același timp însă, în perioada în care

$$(t_1 - t_5) > (t_1 - t_5)_{min},$$

această categorie de consumatori vor primi o cantitate de căldură suplimentară, avînd valoarea

$$\sum_{j=k+1}^{n} \Delta W_j \ [(t_1 - t_5) - (t_1 - t_5)_{min}] \ [10^3 \text{ kcal/h}].$$

De asemenea, suplimentul de apă de rețea necesită un consum suplimentar de energie electrică pentru pompare, și anume:

$$\sum_{j=k+1}^{n} P_{sj} = \sum_{j=k+1}^{n} \frac{\Delta W_j \cdot H_{pr}}{367200\, \eta_{pr}} \ [\text{kW}]$$

$$\sum_{j=k+1}^{n} E_{sj}^{an} = \sum_{j=k+1}^{n} \int_0^{\tau_{fi}} P_{sj}\, d\tau \ [\text{kWh/an}]$$

Însumînd cele două categorii de pierderi de căldură și supliment de energie electrică pentru pompe, datorate celor două categorii de consumatori, rezultă valoarea totală a cantității de căldură pierdută anual în sistemul studiat:

$$Q = \sum_{j=1}^{n} Q_{sj}^{an} + 0{,}86 \sum_{j=k+1}^{n} E_{sj}^{an} \ [\text{kcal/an}].$$

Calculul efectiv al cantității totale de căldură pierdută anual se va face pentru cazul adoptării unui reglaj calitativ-cantitativ [1].

În calcule se vor utiliza următoarele mărimi relative:

$$x_j = \frac{W_j}{\sum_j W_j} = \frac{W_j}{W}; \quad \bar{Q}_i = \frac{q_i}{q_i^c}$$

$$t_1 - t_5 = (t_3^c - t_4^c)\ (\bar{Q}_i^{1-r} + 1{,}2\, \bar{Q}_i^{-r})$$

$$\frac{d(t_1 - t_5)}{d\bar{Q}_i} = (t_3^c - t_4^c)\ [(1-r)\, \bar{Q}_i^{-r} - 1{,}2\, \bar{Q}_i^{-(1+r)}] = 0$$

$V = \dfrac{r}{1-r}\, \rho$, care corespunde valorii $(t_1 - t_5)_{min}$.

Atunci

$$Q_1 = \sum_{j=1}^{k} Q_{sj}^{an} = 1{,}2\, W^c\, (t_3^c - t_4^c)\, \tau_{fi} \sum_{j=1}^{k} x_j\, (\rho - \rho_j)$$

$$\Delta W_j = 1{,}2\, W^c\, x_j\, (\rho_j - \rho)\, \frac{V^r}{V + 1{,}2\rho}$$

$$Q_2 = \sum_{j=k+1}^{n} Q_{sj}^{an} = \sum_{j=k+1}^{n} \int_0^{\tau_{fi}} 1{,}2\, W^c\, (t_3^c - t_4^c)\, x_j\, (\rho_j - \rho)\, \frac{V^r}{V + 1{,}2\,\rho}\, \bar{Q}_i^{1-r} + 1{,}2\, \rho\, \bar{Q}_i^{-r} - V^{1-r} - 1{,}2\, \rho\, V^r)\, d\tau.$$

Calculul integralelor de forma:

$$\int_0^{\tau_{fi}} \bar{Q}^m\, d\tau = F(\text{m}) \ [\text{h/an}]$$

se face utilizînd metoda „curbei clasate liniarizate pe porțiuni", conform indicațiilor din [1].

Pe de altă parte:

$$Q_2 = 1{,}2 W^c\, (t_3^c - t_4^c) \left[\frac{V^r}{V + 1{,}2\,\rho} \left(F(1-r) + 1{,}2\, \rho\, F(-r) \right) - \tau_{fi} \right] \sum_{j=k+1}^{n} x_j\, (\rho_j - \rho)$$

și

$$Q_3 = 0{,}86 \sum_{j=k+1}^{n} E_{sj}^{an},$$

respectiv, după integrare

$$Q_3 = 2{,}93 \cdot 10^3\, W^c\, H_{pr}\, \tau_{fi}\, \frac{V^r}{V + 1{,}2\,\rho} \sum_{j=k+1}^{n} x_j (\rho_j - \rho).$$

Pierderile totale anuale de căldură sînt:

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3 = A \sum_{j=1}^{k} x_j\, (\rho_j - \rho) + B \sum_{j=k+1}^{n} x_j\, (\rho_j - \rho),$$

unde

$$A = 1{,}2\ W^c\ (t_3^c - t_4^c)\ \tau_{fi}$$

$$B = \frac{A}{\tau_{fi}}\left[\frac{V^r}{V + 1{,}2\ \rho}\left(F(1-r) + 1{,}2\ \rho\ F \cdot (-r)\right) - \tau_{fi}\right] + 2{,}93 \cdot 10^{-3}\ W^c\ H_{pr}\ \tau_{fi}\ \frac{V^r}{V + 1{,}2\rho}.$$

Modul de calcul este următorul : se presupune $K = 1$, deci $\rho_1 \leqslant \rho \leqslant \rho_2$, și se calculează Q pentru mai multe valori ale lui ρ în această plajă ; dacă valorile lui Q nu prezintă un minim, se face $K = 2$ și se repetă operația pînă se găsește cea mai mică valoare a lui Q. Valoarea lui ρ corespunzătoare va fi cea propusă pentru calculul graficului de reglaj la CET.

În cele ce urmează se prezintă un exemplu de calcul în care s-au folosit mărimile ρ_j și x_j corespunzătoare unui cartier, după cum rezultă din tabelul 1.

Tabelul 1

Mărimile de calcul ale celor 16 PT considerate

j	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
x_j	0,067	0,074	0,07	0,083	0,06	0,029	0,073	0,066	0,052	0,073	0,031	0,143	0,057	0,072	0,033	0,0210
ρ_j	0,107	0,130	0,132	0,144	0,152	0,156	0,167	0,182	0,224	0,228	0,230	0,250	0,250	0,265	0,285	0,333

Din calculul efectuat pe calculatorul electronic IBM—1130 al Centrului de calcul al Institutului politehnic București au rezultat valorile din figura 2.

Se constată că pierderile totale de căldură sînt mai mici în cazul reglajului calitativ-cantitativ decît la cel calitativ, ele scăzînd odată cu creșterea gradului de variație a debitului de apă în rețea, adică odată cu creșterea coeficientului de reglaj r [1]. Această scădere este determinată de coeficientul B, a cărui valoare scade cu atît mai mult cu cît reglajul impune o variație mai mare a debitului de apă în rețea. Astfel se explică și scăderea valorii lui ρ propusă pentru graficul de reglaj centralizat la CET.

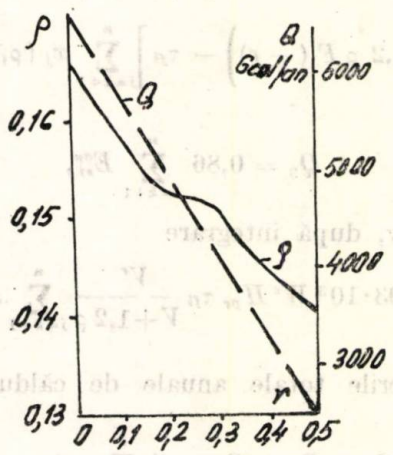


Fig. 2. Variația pierderilor de căldură Q și a lui ρ funcție de reglajul adoptat r.

În concluzie, din punctul de vedere al pierderilor de căldură ce apar prin livrarea unei cantități mai mari la consumatori, față de necesar, reglajul mixt calitativ-cantitativ este mai eficient decît reglajul calitativ, conducînd la economii de căldură, respectiv de consum anual de combustibil, după cum rezultă din tabelul 2. Din acest punct de vedere eficiența crește odată cu mărirea gradului de modificare a debitului, în cursul perioadei de încălzire. De asemenea, funcționarea CET, respectiv graficul de reglaj centralizat adoptat, trebuie să țină seama de structura reală a consumurilor de căldură ρ_j pentru toți consumatorii — PT — , evitîndu-se astfel livrarea unor cantități de căldură mult mai mari decît cele necesare acestora.

Tabelul 2

Economia de combustibil în cazul reglajului calitativ-cantitativ

Tipul reglajului	Pierderi de căldură, Gcal/an	Economii	
		de căldură Gcal/an	de combustibil, t c. c./an
Calitativ ($r=0$)	6371	—	—
Cantitativ-calitativ, cantitativ cu :			
$r=0,1$	5621	750	118 900
$r=0,2$	4810	1561	248 000
$r=0,3$	4029	2342	372 000
$r=0,4$	3241	3130	497 000
$r=0,5$	2494	3877	615 000

Metoda prezentată în lucrare este aplicabilă oricărui sistem de termoficare urbană, fiind necesară însă cunoașterea exactă a structurii consumurilor de căldură pentru toți consumatorii.

Bibliografie

[1] Athanasovici, V. *Contribuții privind reglarea livrării căldurii la consumatorii urbani cu inerție termică normală în condițiile R. S. România.* Teză de doctorat, Institutul politehnic București, 1974.

Utilizarea căldurii reziduale sau nefolosite de la centralele termoelectrice

Dr. ing. **D. Ionescu-Siseşti**
şi ing. **E.D. Cinski***)

În condiţiile ţării noastre, cu un grad ridicat de industrializare, creşterea puterii instalate de energie electrică, coborîrea indicelui de cost şi mărirea siguranţei în exploatare reprezintă condiţii de bază pentru dezvoltarea economiei. În plus, pentru păstrarea condiţiilor mediului ambiant, au apărut legislaţii noi, dintre care unele sînt în contact direct cu producţia termoenergetică.

De asemenea, preocupările pentru găsirea unor noi forme de energie şi economisirea surselor de energie din ţara noastră au căpătat un caracter prioritar.

Decretul nr. 620/1973 privind „Dezvoltarea bazei energetice şi folosirea mai judicioasă a combustibililor şi energiei" trasează o serie de sarcini de o deosebită importanţă pentru energeticieni. Printre aceste sarcini se situează şi cele care privesc energia secundară :

„... recuperarea resurselor energetice secundare a gazelor de furnal, cocserie, rafinărie, a gazelor reziduale, a căldurii gazelor de ardere, a aburului uzat, a condensatului ..." (art. 6).

În acest context s-ar putea înscrie utilizarea căldurii reziduale sau nefolosite de la centralele termoelectrice. În cele ce urmează se va arăta situaţia la centralele în condensaţie şi la cele în termoficare :

La centralele cu condensaţie

După cum se ştie, centralele cu condensaţie, a căror putere instalată reprezintă circa 60—70% din puterea totală din sectorul energetic, au un grafic de funcţionare destul de uniform, afară de perioada de vară, cînd intervin reviziile planificate. Ţinînd seama de randamentul maxim de 40%, de durata de funcţionare de circa 5 500 h/an, căldura reziduală la o centrală de 1000 MW va fi :

$$R = 1 \cdot 10^6 \cdot 5{,}5 \cdot 10^3 (1 - 0{,}4)\, 8{,}6 \cdot 10^2 =$$

$$= 2{,}35 \cdot 10^6 \text{ Gcal/an}$$

(a se compara cu producţia totală de energie termică planificată pentru anul 1975, de $35 \cdot 10^6$ Gcal/an).

Din această căldură reziduală, după [1] se evacuează direct în atmosferă 15% prin gazele de ardere, 5% prin convecţie, radiaţie, neetanşeităţi şi cenuşă, restul de circa 80% prin apa de răcire şi de care ne vom ocupa mai jos. Această cotă de 80%, care se evacuează în proporţii diferite în atmosferă şi rîu, după cum circuitul este închis, mixt sau deschis, deşi reprezintă o pondere foarte mare de căldură cu cost nul, prezintă două impedimente pentru reutilizare deoarece : agentul termic, apa sau aerul cald, are o temperatură prea mică pentru valorificarea în termoficare (20—30°C); în plus reprezintă o formă de energie degradată, din care nu se poate recupera ca energie superioară — energie electrică sau mecanică — decît o cantitate relativ redusă, în limitele exergiei (<2%). Căldura reziduală care se evacuează în atmosferă prin turnurile de răcire provoacă iarna ceaţă şi polei, cu efecte negative asupra căilor de comunicaţie, iar asupra izolatoarelor şi liniilor electrice aeriene se accentuează efectul negativ al gazelor ce poluează atmosfera. La turnurile viitoare se poate imagina o schemă

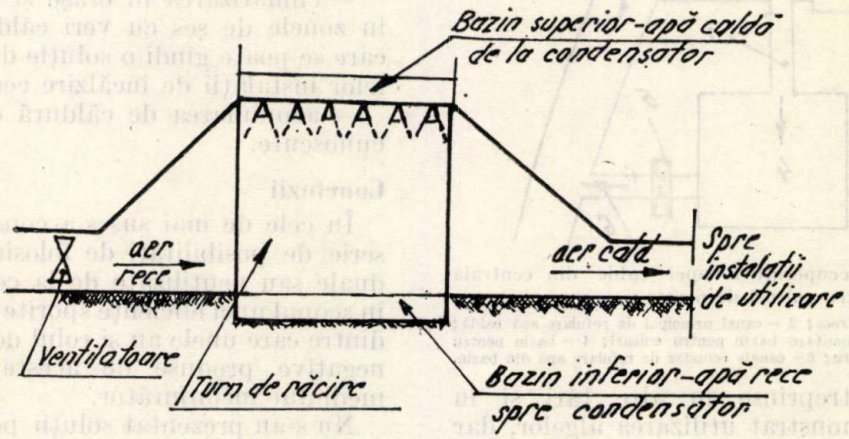


Fig. 1. Schema de instalaţie de răcire a apei cu recuperarea aerului cald.

(fig. 1) care să permită captarea aerului cald de la ieşirea din turn şi transportul lui la diverse folosinţe, ca : sere, climatizări etc. Turnul va trebui realizat cu tiraj forţat şi în curent transversal, cu ventilatoare cu ax orizontal.

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

Căldura reziduală care deversează în rîuri sau lacuri, deşi în rare cazuri prezintă unele avantaje (navigaţie), produce deseori aşa-numita „poluare termică", care are efecte negative asupra folosinţelor din aval pentru oameni, animale, peşti şi plante, întrucît, în combinaţie cu impurităţile din apă, se produc procese complexe de descompunere sau alte reacţii care modifică calităţile ei fizico-chimice.

În plus, poluarea termică limitează amplasamentul şi puterile centralelor răcite în circuit deschis şi impune deseori funcţionarea în circuit închis cu sporirile respective de investiţii şi combustibil.

Din cercetările întreprinse de ICEMENERG rezultă dificultăţi mari de a rezolva în limite economice efectul de poluare termică, de aceea soluţiile pentru a folosi căldura reziduală înainte de deversare prezintă un interes suplimentar. În acest scop se pot imagina diverse folosinţe, ca : irigaţii, sere, industrii care necesită apă caldă (conserve, cînepă), radiatoare, uscătorii, amenajări piscicole, pompe termice, baze sportive de canotaj şi înot permanente etc.

O soluţie care prezintă interes deosebit este folosirea apei calde pentru cultura algelor, întrucît acestea sînt sensibile la căldură, au producţie mare la hectar şi pot fi folosite cu succes ca îngrăşămînt, furaj, materii prime pentru diverse industrii şi chiar hrană pentru oameni.

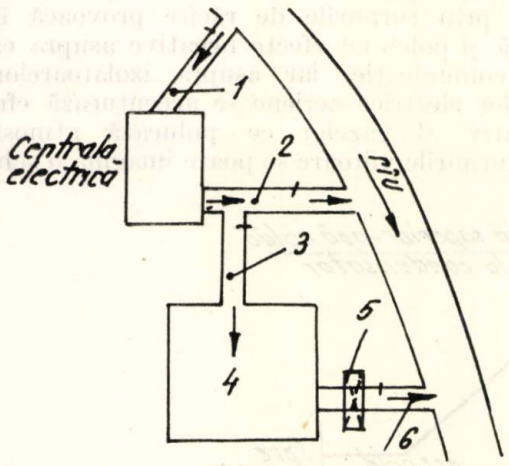


Fig. 2. Schema de recuperare a apei calde din centrală pentru culturi de plante :

1 — canal de prelevare apă rece; 2 — canal principal de refulare apă caldă; 3 — canal secundar de alimentare bazin pentru culturi; 4 — bazin pentru uulturi de plante; 5 — filtru; 6 — canals ecundar de refulare apă din bazin.

Experienţe întreprinse în alte ţări şi în România au demonstrat utilizarea algelor, dar după cunoştinţele noastre nu s-au asociat asemenea culturi cu folosirea căldurii reziduale de la termocentrale.

Ideea amplasării unor culturi de alge în aval de termocentrală (fig. 2) pe terenuri slabe sau neproductive, cum ar fi zonele inundabile folosind bazine descoperite cît mai puţin costisitoare, formează obiectul unor cercetări pe care ICEMENERG le-a organizat lîngă CET Oradea, în colaborare cu Universitatea Cluj-Napoca, care are sarcina să stabilească speciile optime de alge în condiţiile date.

Se menţionează că, odată cu folosirea apelor calde de la termocentrale în cultura algelor, se va analiza posibilitatea folosirii apelor geotermale tot la alge, după trecerea acestor ape printr-o treaptă corespunzătoare de răcire.

La centralele de termoficare

Centralele de termoficare, care reprezintă o putere instalată de circa 20% din puterea totală în sectorul energetic, sînt, după cum se ştie, caracterizate printr-un grafic de utilizare în termoficare variabil după anotimp şi consumatori. În această situaţie, în afară de căldura reziduală care se pierde în atmosferă sau rîu, din cauza randamentului ciclului termic, şi pentru care soluţiile de recuperare sînt analoage cu cele de la centralele în condensaţie, există încă o cantitate mare de căldură neutilizată din cauza caracterului sezonier al termoficării (se apreciază că în lunile de vară se lucrează cu 10% din capacitatea de termoficare, iar în lunile de primăvară şi toamnă cu 50%).

Această căldură, în comparaţie cu căldura reziduală, este mai uşor utilizabilă deoarece are temperatura mai ridicată (circa 150°C), dar este legată de costuri de producţie ridicate şi deci eficienţa economică trebuie asigurată în cazul folosirii ei în alte scopuri. Dintre soluţiile care ar permite o astfel de eficienţă ridicată se pot enumera :

— fabricarea gheţii, în special în zonele legate de industria cărnii, a peştelui şi a altor produse alimentare ;

— climatizarea în oraşe şi fabrici, în special în zonele de şes cu veri călduroase, şi pentru care se poate gîndi o soluţie de folosire a actualelor instalaţii de încălzire centrală ;

— acumularea de căldură după tehnici deja cunoscute.

Concluzii

În cele de mai sus s-a constatat că există o serie de posibilităţi de folosire a căldurii reziduale sau neutilizate de la centralele electrice, în scopul unei eficienţe sporite pe plan economic, dintre care unele au şi rolul de a reduce efectele negative produse de aceste centrale asupra mediului înconjurător.

Nu s-au prezentat soluţii pentru transformările căldurii în energie superioară, care formează alt domeniu de preocupări.

Bibliografie

[1] Moţoiu, C. *Poluarea termică, o problemă actuală a energeticii româneşti.* În : Energetica, 21, nr. 1, 1973.

[2] Sălăgeanu, N. *Producerea de biomasă în substanţe proteice cu ajutorul microalgelor.*

Metodologie și algoritm pentru amplasarea optimă a posturilor de transformare în cadrul schemelor de alimentare și distribuție a energiei electrice, aferente marilor consumatori industriali

Ing. H. Crisciu, ing. V. Neagu, ing. I. Radu*)

La proiectarea rețelelor de alimentare și distribuție aferente marilor consumatori industriali, după determinarea sarcinilor și stabilirea amplasamentului lor, pasul imediat următor îl constituie amplasarea optimă a posturilor de transformare.

Pentru stabilirea amplasamentului posturilor de transformare în cadrul unei rețele de mare întindere, numărul de variante posibile fiind foarte mare, este indicat să se utilizeze un calcul de optimizare folosind calculatorul. În consecință, pentru stabilirea amplasamentului optim al posturilor de transformare se utilizează „procedura de explorare prin separare și evaluare progresivă" (P. S. E. P. [1]), care permite o explorare completă a deciziilor posibile.

1. Generalități

Se notează cu U mulțimea tuturor deciziilor posibile și cu A o submulțime din U, care cuprinde totalitatea deciziilor realizabile, mai precis a deciziilor admisibile. Funcția γ, asociată fiecărui element $a \in A$, stabilește o gamă de consecințe $c \in C$, pe baza cărora se compară diversele decizii a.

$$\gamma(a) = c, \text{ unde } a \in A \text{ și } c \in C. \qquad (1)$$

Mulțimile U, A și C, definite mai sus, vor sta la baza celor ce vor urma.

Introducerea unei funcții-obiectiv Γ înseamnă găsirea unei decizii $a \in A$, care conferă funcției-obiectiv o valoare extremă. Din punct de vedere economic, problema se rezolvă dacă se cunoaște o procedură de optimizare care să permită izolarea unei astfel de decizii $a \in A$. Totuși, datorită restricțiilor tehnice ce intervin, în funcție de natura problemei ce se studiază, procedurile de găsire directă și riguros matematică a optimului sînt, de cele mai multe ori, insuficiente; în consecință se folosesc proceduri ce permit:

— să se ia în considerare orice element a al mulțimii A;

— adaptarea calculului la restricții complexe ce corespund realității;

— luarea în considerare și a vecinătății soluțiilor stabilite ca fiind optime.

Aceste proceduri au denumirea generală de „proceduri de explorare" și folosesc trei tipuri de explorări:

— explorare aleatorie;

— explorare dirijată;

— explorare prin separare.

Primele două tipuri de explorări se caracterizează prin aceea că determinarea optimului constă în examinarea unei succesiuni de elemente din mulțimea A [1].

Găsirea optimului cu ajutorul ultimului tip de explorare constă în examinarea succesivă de submulțimi ale mulțimii A, care, la rîndul lor, se subdivid progresiv. Această metodă de optimizare poartă numele de „procedură de separare și evaluare progresivă" și se bazează pe:

a) existența unui principiu de separare care permite ca din mulțimea U să se izoleze submulțimi A din ce în ce mai restrînse (procesul se poate continua pînă ce submulțimea A extrasă din U va conține un singur element);

b) existența unor reguli, criterii de examinare și selecție care permit să se elimine anumite submulțimi, cărora să li se aplice din nou principiul de separare de la punctul a).

Aplicînd această procedură, o submulțime dă naștere la altele ș. a. m. d., mersul calculului fiind arborescent.

2. Procedura de separare și evaluare progresivă

Să presupunem că pentru a compara diferitele decizii a ($a \in A$) există:

— o funcție φ denumită criteriu principal, definită în A cu valori în F

$$\varphi : A \to F, \qquad (2)$$

astfel încît, dacă

$$\varphi(a) < \varphi(a'), \qquad (3)$$

se preferă decizia a, și dacă

$$\varphi(a) = \varphi(a'), \qquad (4)$$

deciziile sînt echivalente;

— eventual alte funcții ψ_1, ψ_2 ...., de asemenea definite pe A cu valori în F, denumite criterii secundare relativ la un punct de vedere particular, care nu pot sau nu se dorește a fi incluse în criteriul principal. Evaluarea deciziilor după criterii secundare se face la fel ca în cazul criteriului principal. De obicei, aceste criterii secundare sînt definite de restricții suplimentare ce se impun în soluționarea problemei.

*) Autorii sînt cercetători la Institutul de cercetări și modernizări energetice (ICEMENERG).

Totodată se face precizarea că procedura poate fi ameliorată, în sensul admiterii unei decizii a, care nu depășește un anumit prag. Teoretic, aceasta înseamnă să se admită o funcție δ, definită în F cu valorile $\{0,1\}$:

$$\delta : F \times F \to \{0,1\}, \qquad (5)$$

unde

$$\delta(f, f') = \begin{cases} 0 \text{ pentru } f = f' \text{ sau } f < f' \\ 1 \text{ pentru } f > f' \end{cases}$$

În consecință, pentru a aplica procedura trebuie definite U, A, φ și ψ, iar în continuare problema se va rezolva urmînd una dintre cele două versiuni de mai jos:

a) să se separe una sau mai multe decizii din A care să fie optime din punctul de vedere al criteriului principal;

b) să se separe una sau mai multe decizii A care să fie satisfăcătoare pentru unul din criteriile considerate. O decizie este calificată satisfăcătoare pentru un criteriu φ dacă $\varphi(a)$ este suficient de aproape de φ^*, valoarea optimă

$$\delta(\varphi^*, \varphi(a)) = 0. \qquad (6)$$

Conchizînd, se poate afirma că decizia a este considerată satisfăcătoare pentru un criteriu principal φ și criteriile secundare ψ_1, ψ_2, ... dacă valorile $\psi_1(a)$, $\psi_2(a)$ ... sînt suficient de bune și dacă $\varphi(a)$ este suficient de aproape de valoarea optimă φ^*, care se poate atinge pe A sub restricțiile adiționale care impun fiecărui criteriu secundar valorile $\psi_1(a)$, $\psi_2(a)$ ...

După cum se vede din cele expuse mai sus, procedura se poate aplica la o mare varietate de probleme. Aplicarea procedurii în una dintre cele două versiuni expuse mai sus se face ținînd seama de trei axiome (a, b și c) relativ la principiul de separare și de două axiome (d și e) relativ la principiul de evaluare.

Să notăm cu:

V_q — submulțimi generate prin separări progresive din $A = V_0$;

$V_0, V_1, \ldots, V_p$ — o familie de submulțimi generate prin separări a lui V_0.

Considerînd un număr q cuprins între 0 și p, o submulțime V_q prin separare poate genera:

— fie un șir finit, nevid și neredus la un singur element unic:

$$V_p + 1, V_p + 2 \ldots \qquad (7)$$

— fie V_q, nu se mai poate separa

$$S(q) = \varnothing, \qquad (8)$$

unde prin $S(q)$ s-a notat grupul de indici caracteristici șirului (7).

a) *Axiomă de limitare* — Șirul maxim de submulțimi $V_0, V_1, \ldots, V_q \ldots$ care poate fi generat este finit:

$$Q = max.(q) \qquad (9)$$

b) *Axiomă de conservare* — Oricare ar fi $0 \leqslant q \leqslant Q$, există relația:

$$\bigcup_{r \in S(q)} V_r = V_q \qquad (10)$$

c) *Axiomă de oprire* — Orice submulțime V_q la un moment dat poate să fie:

$$- V_q = \emptyset, \qquad (11)$$

unde V_q este un punct terminal

$$- V_q \neq \emptyset \qquad (12)$$

și unde se găsește o decizie $a_0(q) \in V_q$, decizie care poate fi optimă sau satisfăcătoare.

d) *Axiomă de minimizare* — Fie o funcție v, care, asociată cu criteriul principal φ și aplicată fiecărei submulțimi V_q obținută prin separare, să aibă ca scop evaluarea și apoi separarea acestei mulțimi

dacă:

$$v : \{V_q / q = 1, \ldots . Q\} \to F \qquad (13)$$

atunci:

$$v(q) \leqslant \underset{a \in V_q}{Min} \cdot \varphi(a) \quad q = 1 \ldots Q \qquad (14)$$

deci $V_q \neq \emptyset$

e) *Axiomă de coincidență* — Dacă V_q este o submulțime terminală și nevidă ($S(q) = 0$), atunci:

$$v(q) = \varphi(a_0(q)) \qquad (15)$$

$$\delta(v(q), \varphi(a_0(q))) = 0; \qquad (16)$$

deci cazul unei decizii satisfăcătoare.

2.1. *Descrierea procedurii*

Se presupune că s-a ales principiul de separare și de aplicare a evaluării în conformitate cu axiomele prezentate mai sus. În continuare se va descrie modul de aplicare a procedurii.

Pentru început să considerăm mulțimea Z°:

$$Z^\circ = \{V_0\} = A \qquad (17)$$

Relația (17) definește mulțimea deciziilor ce „candidează" la iterația inițială $p = 0$. Apli-

carea succesivă a celor trei faze care sînt prezentate mai jos va avea ca rezultat determinarea lui Z^1, care va fi punctul de plecare la iterația următoare $p = 1$ ș. a. m. d.

2.1.1. *Faza de selectare* (stabilirea noului punct de alimentare în cadrul fiecărui sector).

Pentru $p = 0$ (început) se alege un element $z_0^0 \in Z^0$. Pentru $p = 1,2 \ldots$ se definește :

z_0^p — elementul ce va fi selecționat din Z^p pentru iterația $p+1$. Z^p sînt submulțimi din A care „candidează" în procesul selectării ;

z_1^p — primul element din Z^p care satisface condiția :

$$v(z_1^p) \leqslant v(z) \tag{18}$$

pentru orice $z \in Z^p$;

z_0^{p-1} — elementul din Z^{p-1} care a fost selecționat în timpul iterației $(p-1)$ și care, prin urmare, a generat iterația p. Rezultă (vezi faza de examinare) că acest element nu poate să aparțină mulțimii Z^p ;

Z_1^{*p} — primul (primele) element (e) ce urmează lui z_0^{p-1} și care aparține lui Z^p ; deci :

$$v(z_1^{*p}) \leqslant v(z) \tag{19}$$

pentru orice $z \in S(z_0^{p-1}) \cap Z^p$.

Înainte de a încerca să se definească z_0^p printre „următorii" lui z_0^{p-1}, este util să se introducă o funcție prag δ^* [definită de relația (20)].

Astfel se va trece la selecționarea lui z_0^p.

$$z_0^p = z_1^p \text{ dacă : } \delta^*[v(z_1^p), v(z_1^{*p})] = 1$$

$$z_0^p = z_1^{*p} \text{ dacă : } \delta^*[v(z_1^p), v(z_1^{*p})] = 0 \tag{20}$$

De cele mai multe ori este mai simplu, dar mai puțin eficace, de a alege z_0^p pornind de la :

$$z_0^p = z_1^p. \tag{21}$$

Această selecție fiind făcută, se trece la faza de calcul.

2.1.2. *Faza de calcul* (calculul funcției-obiectiv). Stabilind care este z_0^p, aceasta se poate găsi în una din următoarele situații :

— z_0^p este o submulțime vidă, caz în care se revine la faza de selecție cu :

$$Z^{p+1} = Z^p - (z_0^p) ; \tag{22}$$

— z_0^p este o submulțime terminală nevidă, în vecinătatea căreia se poate determina o soluție optimală $a_0(z_0^p) = a_0^p$ (sau satisfăcătoare) ; în funcție de scopul urmărit, procedura se poate opri ; soluția a_0^p fiind optimală sau satisfăcătoare, conform celor ce se vor arăta la faza „condiții de oprire", procedura se va continua sau nu ;

— z_0^p nu este o submulțime terminală ; în acest caz se pot defini elemente succesoare, conform celor expuse în faza de examinare.

2.1.3. *Faza de examinare* (determinarea sectoarelor de consum aferente fiecărui punct de de alimentare, ținînd seama de restricții). În principiu se elimină submulțimile care îndeplinesc una dintre condițiile :

— submulțimea este vidă ;

— nu sînt satisfăcute condițiile secundare ;

— se știe dinainte că o submulțime succesoare a lui z_0^p este superioară unei soluții a_0 presupusă optimală la un moment dat :

$$\varphi(a_0) < \varphi(succ.\ z_0^p). \tag{23}$$

Determinînd astfel $\hat{S}(z_0^p)$, „succesorii" lui, se va trece din nou la faza de selecție (17), punînd :

$$Z^{p+1} = (Z^p - (z_0^p)) \cup \hat{S}(z_0^p). \tag{24}$$

Cînd în faza de calcul s-a putut determina o soluție $a_0 \in A$, preferabilă celor anterioare, se definește Z^{p+1} prin eliminarea din membrul II al relației (24) la toate deciziile ce depășesc $\varphi(a_0)$. Acesta este cazul întîlnit în problema de amplasare a stațiilor.

2.1.4. *Faza „condiții de oprire"*. Conform celor arătate, oprirea procedurii nu poate fi decît o consecință a unei selecții a unei submulțimi terminale și nevide. În conformitate cu axioma de limitare enunțată mai sus, această selecție se va produce după un număr limitat de iterații.

Fie z_0^p o astfel de submulțime terminală și nevidă și a_0^p soluția corespunzătoare. Se notează cu A^p ceea ce rămîne din A după $p-1$ iterații.

Se poate demonstra, conform celor ce se vor prezenta în paragraful 2.2, că :

— dacă $z_0^p = z_1^p$, atunci a_0^p este o soluție optimă atît pentru A^p cît și pentru A ;

— dacă $z_0^p = z_1^p$, atunci a_0^p se află în vecinătatea unei soluții optimale atît pentru A^p cît și pentru A.

Procedura (în cazul problemei amplasării posturilor de transformare) se continuă atît timp cît funcția ce reprezintă criteriul principal se poate minimiza.

Procedura prezentată la paragraful 2.1 este ilustrată sintetic în organigrama din figura 1.

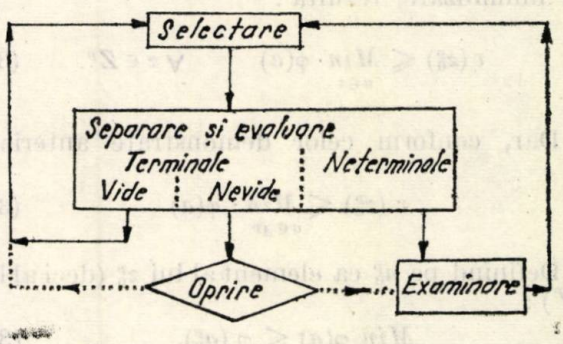


Fig. 1. Organigrama procedurii PSEP.

2.2. *Justificarea procedurii*

Se va arăta prin recurență că la începutul iterației p reuniunea tuturor submulțimilor care rămîn a fi cercetate este chiar A^p.

Pentru $p = 0$:

$$\bigcup_{z \in Z^0} Z = V_0 = A = A^0. \tag{25}$$

Se presupune o afirmație adevărată pentru iterația $p - 1$; deci :

$$\bigcup_{z \in Z^{p-1}} Z = A^{p-1} \tag{26}$$

În continuare se va arăta că cele expuse mai sus sînt adevărate și pentru iterația p.

La începutul iterației p, cazul cel mai general este cînd z_0^{p-1} nu este terminal.

— În acest caz, ținînd seama de cele arătate la faza de examinare și de axioma conservării, rezultă :

$$\bigcup_{z \in Z^p} Z = \bigcup_{z \in Z^p} Z - \bigcup_{z \in S(z_0^{p-1}) - \hat{S}(z_0^{p-1})} Z =$$

$$= A^{p-1} - (A^{p-1} - A^p) = A^p. \tag{27}$$

În cazul în care z_0^{p-1} este terminal, rezultă :

$$\bigcup_{z \in Z^{p-1}} Z = \bigcup_{z \in Z^p} Z \text{ și } A^{p-1} = A^p. \tag{28}$$

Din relațiile (27) și (28) rezultă că :

$$\bigcup_{z \in Z^p} Z = A^p, \tag{29}$$

ceea ce trebuie arătat.

În continuare să presupunem că elementul z_0^p ales la începutul iterației p este terminal și nevid ; deci :

$$z_0^p = z_1^p ; \tag{30}$$

prin urmare :

$$v(z_0^p) \leqslant v(z) \qquad \forall\, z \in Z^p \tag{31}$$

Ținînd seama de această relație și de axioma de minimizare, rezultă :

$$v(z_0^p) \leqslant \underset{a \in z}{Min} \cdot \varphi(a) \qquad \forall\, z \in Z^p. \tag{32}$$

Dar, conform celor demonstrate anterior :

$$v(z_0^p) \leqslant \underset{a \in A^p}{Min} \cdot \varphi(a) \tag{33}$$

Definind pe a_0^p ca element al lui z_0^p (deci al lui A^p) :

$$\underset{a \in A^p}{Min}\, \varphi(a) \leqslant \varphi(a_0^p). \tag{34}$$

În conformitate cu axioma de coincidență, primul membru din (33) și al doilea membru din (34) coincid :

$$v(z_0^p) = \varphi(a_0^p). \tag{35}$$

În consecință :

$$\underset{a \in A^p}{Min} \cdot \varphi(a) = v(z_0^p) = \varphi(a_0^p). \tag{36}$$

deci a_0^p este o decizie optimală relativă la submulțimea A^p luată în întregime.

3. Formularea problemei

Se notează :

N_c — numărul punctelor de consum ;

N_p — numărul posturilor de transformare la care sînt conectați consumatori ;

$P_c(k)$ — puterea activă a punctelor de consum k ; $k = 1,2, \ldots, N_c$;

$P(l)$ — puterea activă a postului de transformare l ; $l = 1,2, \ldots, N_p$;

$x_c(k), y_c(k)$ — coordonatele geografice ale consumatorului k în raport cu un sistem de referință dat (fixat) ; $k = 1,2, \ldots, N_c$

$x_p(1), y_p(1)$ — coordonatele geografice ale postului de transformare l în raport cu un sistem de referință dat (fixat) ; $l = 1,2, \ldots N_p$.

Amplasarea celor N_p puncte de alimentare se va stabili în așa fel încît valoarea funcției-obiectiv de mai jos să fie minimă :

$$\sum_{l=1}^{N_p} \sum_{k=1}^{N_c} P_c(k)_l \cdot d_{k,l} = \sum_{l=1}^{N_p} \sum_{k=1}^{N_c} P_c(k)_l \cdot |\bar{Z}_p(l) - \bar{Z}_c(k)| = Min\,!, \tag{37}$$

unde

$P_c(k)_l$ — puterea activă a punctului de consum k, conectat la postul l ; $k = 1,2 \ldots N_c$ și $l = 1,2 \ldots N_p$.

$d_{k,l}$ — distanța de la punctul de consum k la postul de transformare l ;

$k = 1,2 \ldots N_c$ și $l = 1, 2 \ldots N_p$.

$$\bar{Z}_c(k) = \bar{i} \cdot x_c(k) + \bar{j} \cdot y_c(k)$$

$$\bar{Z}_p(l) = \bar{i} \cdot x_p(l) + \bar{j} \cdot y_p(l)$$

unde $\bar{i}$ și $\bar{j}$ sînt versorii axelor de coordonate ale sistemului de referință dat (fixat).

Determinarea valorii minime a funcției-obiectiv (37) se realizează ținînd seamă de condițiile restrictive :

a) Necesarul de putere $P_c(k)$ al unui consumator k să fie satisfăcut numai dintr-un singur

post de transformare l (rețeaua de distribuție este arborescentă) :

$$P_c(k) \in P(l). \tag{38}$$

b) Suma puterilor consumatorilor k alimentați din postul de transformare l să fie mai mică sau cel mult egală cu puterea instalată a postului l.

$$\sum_{k \in l} P_c(k) \leqslant P(l). \tag{39}$$

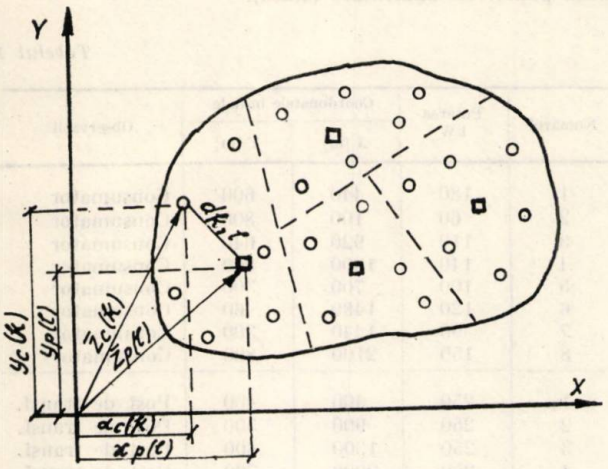


Fig. 2. Stabilirea sectoarelor.
○ puncte de consum; □ post de transformare; – – – delimitarea sectoarelor; —— incinta combinatului.

Mulțimea consumatorilor k care sînt alimentați de la un post de transformare l se va numi sector, iar postul de transformare se va numi centru.

În consecință, fiind dată puterea activă și amplasarea punctelor de consum, trebuie să se determine :

a) amplasamentul posturilor de transformare ;

b) punctele de consum ce se vor conecta la fiecare post de transformare.

Punctele a) și b) se determină în așa fel încît funcția-obiectiv (37) să fie minimă și totodată să fie îndeplinite condițiile (38) și (39).

4. Prezentarea algoritmului

Algoritmul de rezolvare a problemei constă în parcurgerea a doi pași iterativi.

1) Fiind fixate centrele sectoarelor, se vor determina noi sectoare.

2) Pentru noile sectoare se vor determina noi centre.

Acești pași se parcurg iterativ, calculîndu-se după fiecare pas valoarea funcției-obiectiv (37). Procedura se încheie cînd funcția-obiectiv atinge valoarea minimă.

4.1. *Determinarea sectoarelor în condițiile unor centre fixate (primul pas al iterației)*

Referindu-ne la figura 2, pentru primul pas iterativ trebuie considerate pozițiile geografice ale posturilor de transformare (centrelor) arbitrare, dar ținîndu-se seamă de puterea transformatoarelor ce se vor instala în fiecare centru. În consecință, numărul posturilor (centrelor) se va stabili în așa fel încît, cunoscîndu-se puterile instalate în fiecare din acestea, să fie satisfăcut necesarul de consum.

Odată stabilite primele poziții geografice ale posturilor l, se va trece la efectuarea următoarelor operații :

a) Se calculează distanțele $d_{k,l}$ ale tuturor consumatorilor k la toate posturile l, cu relația (40) și se așază în ordine crescătoare :

$$d_{k,l} = |\bar{Z}_p(l) - \bar{Z}_c(k)| = \sqrt{(x_p(l) - x_c(k))^2 + (y_p(l) - y_c(k))^2}. \tag{40}$$

b) Se aleg primele N_c distanța $d_{k,l}$;

c) Se verifică îndeplinirea condiției restrictive (38) de la paragraful 3. Dacă în primele N_c distanțe $d_{k,l}$ apare un consumator k alimentat din două sau mai multe posturi l, acest consumator k se va alimenta de la postul l cel mai apropiat. Celelalte distanțe $d_{k,l}$ corespunzătoare consumatorului k se vor trece la sfîrșitul listei de distanțe, stabilită la punctul a) de mai sus, urmînd ca locul lor să fie luat în ordine de primele distanțe $d_{k,l}$ ce urmează după N_c distanțe $d_{k,l}$ stabilite la punctul b). Procesul continuă pînă cînd în primele N_c distanțe $d_{k,l}$ fiecare consumator k va apărea o singură dată, ceea ce corespunde alimentării fiecărui consumator de la un singur post, totodată fiind și cel mai apropiat ;

d) Se verifică îndeplinirea condiției restrictive (39) de la paragraful 3. Pentru acele posturi de transformare l la care s-a depășit capacitatea de încărcare maxim admisă, se calculează diferența de momente M_k (pentru fiecare post de acest fel și pentru toți consumatorii aparținînd postului considerat) după relația (41) ;

$$M_k = P_c(k) \cdot d_{k,r} - P_c(k) \cdot d_{k,l}, \tag{41}$$

unde

$P_c(k) \cdot d_{k,l}$ reprezintă momentul consumatorului k în raport cu postul l a cărui capacitate este depășită :

$P_c(k) \cdot d_{k,r}$ — momentul aceluiași consumator k în raport cu toate celelalte N_{p-1} posturi ;

l — mulțimea posturilor a căror capacitate este depășită ;

k — mulțimea consumatorilor alimentați de la un post l a cărui capacitate este depășită ;

r — mulțimea celor N_{p-1} posturi ($r \neq l$).

Pentru un post l toate diferențele de momente M_k se vor aranja în ordine crescătoare și se alege

diferența de moment M_k cu valoarea minimă. Consumatorul k, corespunzător acestei diferențe, se va muta în sectorul postului r numai dacă capacitatea acestui post cu noua încărcare nu va fi depășită. În cazul în care capacitatea postului r va fi depășită, se va alege următoarea diferență de momente M_k. Dacă nici după această operație nu va fi îndeplinită condiția restrictivă (39), se va proceda analog cu următoarele diferențe de momente M_k, pînă se va îndeplini condiția (39) pentru postul l.

Analog se vor verifica toate celalalte posturi l pentru care s-a depășit capacitatea de alimentare.

Din punct de vedere practic, punctul d) de mai sus repartizează consumatorii (dacă este cazul) astfel ca momentul față de postul de la care urmează să fie alimentat să aibă valoarea minimă.

e) Dacă s-au îndeplinit condițiile restrictive (38) și (39) pentru toate posturile, se calculează funcția-obiectiv cu relația (37) și se trece, dacă este cazul, la pasul al doilea al iterației.

4.2. *Determinarea noilor poziții geografice ale posturilor de alimentare în condițiile sectoarelor stabilite la punctul 4.1. (Al doilea pas al iterației)*

Odată determinate sectoarele, conform procedurii prezentate la paragraful 4.1, urmează determinarea, în cadrul fiecărui sector, a noii poziții a postului de transformare (centru). Poziția acestui centru este determinată de valoarea minimă, pentru fiecare sector, a expresiei:

$$\sum_{k \in l} P_c(k) \cdot d_{k,l} = \sum_{k \in l} P_c(k) \cdot |\bar{Z}_p(l) - \bar{Z}_c(k)| = Min! \qquad (42)$$

Noile componente ale vectorului $\bar{Z}_p(l)$ se determină iterativ [3].

Fiind stabilite noile poziții ale centrelor, se calculează funcția-obiectiv (37) și dacă este cazul se reia cu primul pas iterativ, prezentat în paragraful 4.1.

Aplicație

Pentru ilustrarea celor expuse, s-a considerat un exemplu simplu cu opt consumatori, patru posturi de transformare și două puncte de alimentare (stații).

Tabelul 1

Numărul	Puterea kW	Coordonatele inițiale		Observații
		X [m]	Y [m]	
1	180	440	600	Consumator
2	60	100	800	Consumator
3	110	920	640	Consumator
4	140	1300	800	Consumator
5	100	700	300	Consumator
6	120	1480	60	Consumator
7	90	1440	300	Consumator
8	150	2100	800	Consumator
1	250	400	400	Post de transf.
2	250	900	500	Post de transf.
3	250	1300	600	Post de transf.
4	250	2000	700	Post de transf.
1	630	800	1100	Punct de alim.
2	630	1800	1100	Punct de alim.

În figura 3 *a* se prezintă situația inițială, înainte de aplicarea programului.

După aplicarea programului, repartiția consumatorilor pe posturile de transformare, a posturilor de transformare pe

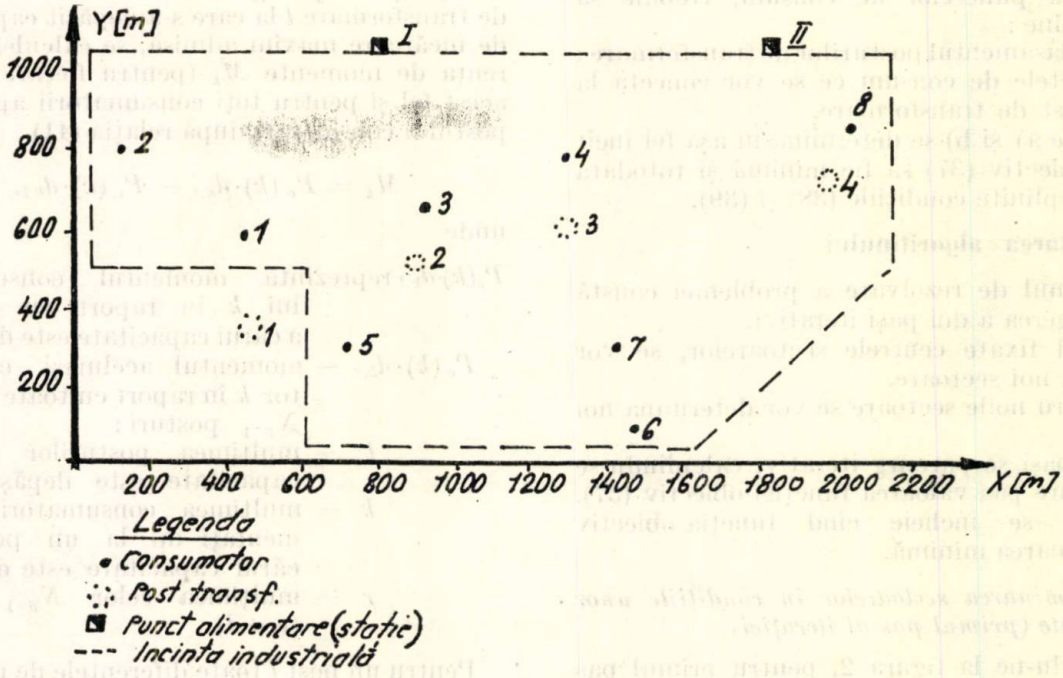


Fig. 3 *a*.

punctele de alimentare (staţii), cît şi determinarea poziţiilor în plan ale posturilor de transformare au fost stabilite aşa cum sînt prezentate în tabelele 2, 3, şi 4.

Tabelul 2

Coordonatele posturilor

Numărul postului	Coordonatele		Numărul postului	Coordonatele	
	X [m]	Y [m]		X [m]	Y [m]
1	440	600	2	920	640
3	1300	800	4	2100	800

Tabelul 3

Repartiţia consumatorilor pe posturi

Nr. consum.	Nr. post.	Distanţa	Nr. consum.	Nr. post.	Distanţa
1	1	0	3	4	0
1	2	394	3	7	519
2	3	0	4	8	0
2	5	404	4	6	965

Tabelul 4

Repartiţia posturilor pe punctele de alimentare

Nr. pct. alim.	Nr. post	Distanţa	Nr. pct. alim.	Nr. post.	Distanţa
1	1	616	2	3	583
1	2	475	2	4	424

În figura 3 *b* se prezintă situaţia finală după aplicarea programului.

Se observă că posturile de transformare 1, 2, 3 şi 4 au fost fixate înacela şi loc cu consumatorii 1, 3, 4 şi, respectiv, 8.

Concluzii

Cunoscîndu-se :

— conturul incintei industriale,

— puterea instalată şi amplasamentul consumatorilor,

aplicarea algoritmului constă în efectuarea următoarelor operaţii :

a) alegerea unui sistem de referinţă ;

b) stabilirea numărului şi a poziţiilor geografice iniţiale ale posturilor de alimentare (transformare) ;

c) determinarea distanţelor fiecărui consumator (k) la toate punctele de transformare (l) ;

d) stabilirea sectorului de consum aferent fiecărui post de transformare (l), conform par. 4.1;

e) calculul funcţiei-obiectiv cu relaţia (37) ;

f) stabilirea noilor poziţii ale posturilor în cadrul fiecărui sector, conform par. 4.2 ;

g) calculul funcţiei-obiectiv cu relaţia (37).

Calculul se reia mereu cu punctul c) şi se încheie cînd o iteraţie nouă nu mai reuşeşte să scadă valoarea funcţiei-obiectiv (37).

În figura 4 este prezentată organigrama metodologiei descrise.

Se precizează că algoritmul prezentat poate fi aplicat şi în cazul existenţei unor posturi de transformare deja fixate. În acest caz şi pentru aceste posturi fixe, operaţia de la pct. f) de mai sus nu se mai efectuează. Algoritmul metodologiei este astfel conceput şi ţine seama de acest lucru.

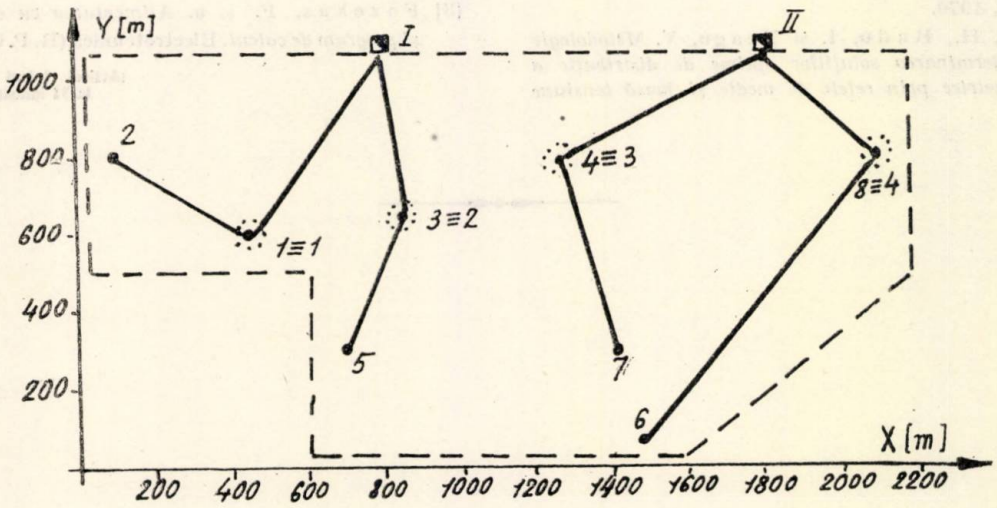


Fig. 3 *b*.

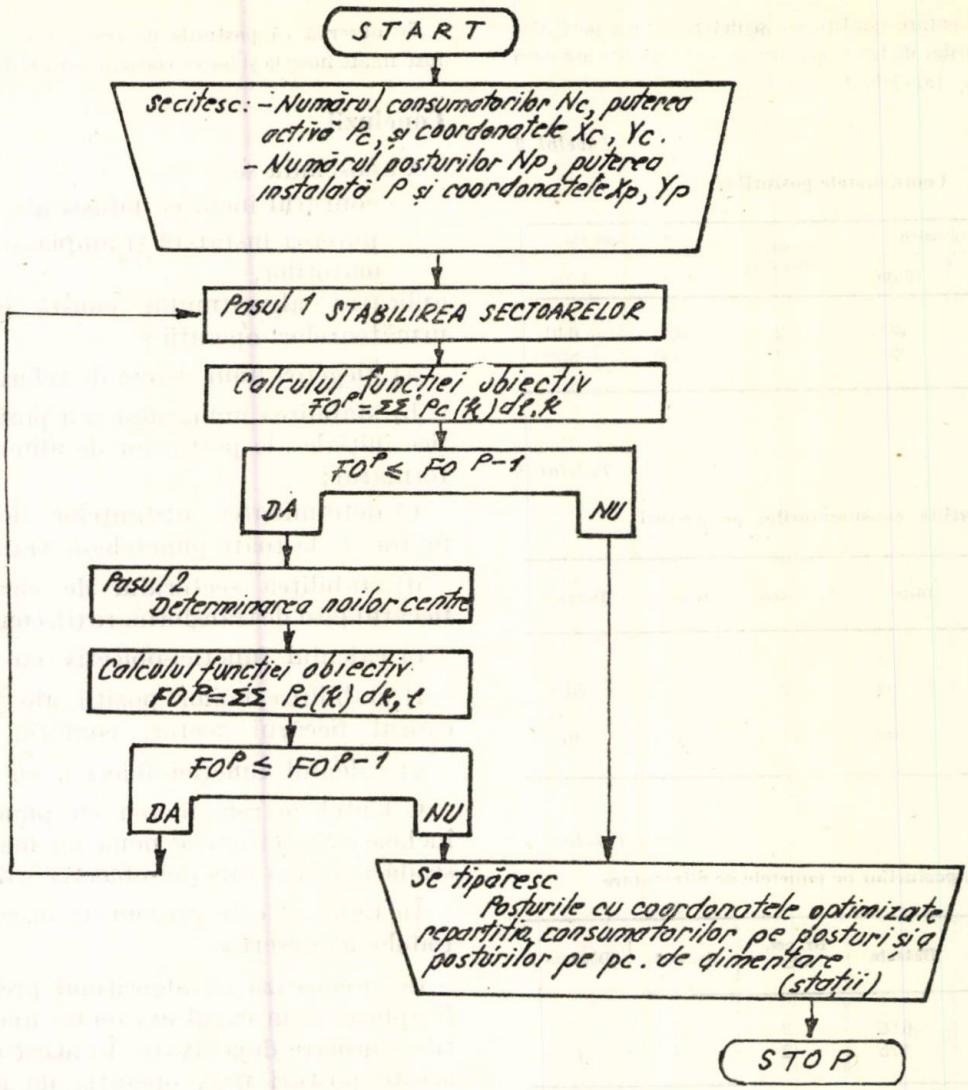


Fig. 4. Organigrama metodologiei.

Bibliografie

[1] Roy, B. *Algèbre moderne et théorie des graphes.* Ed. Dunod, Paris, 1970.

[2] Crisciu, H., Radu, I. și Neagu, V. *Metodologie privind determinarea soluțiilor optime de distribuție a energiei electrice prin rețele de medie și joasă tensiune pentru mari consumatori industriali.* Lucrare ICENERG. nr. 2128, 1973.

[3] Fazekas, F. ș. a. *Alimentarea cu energie electrică și program de calcul.* Electrotehnica (R. P. U.), nr. 10, 1967.

(Articol intrat în redacție la 31 ianuarie 1975)

Îmbunătățiri aduse schemelor de semnalizare la blocurile de 210 MW pentru creșterea siguranței și selectivității în funcționare

Ing. D. Burdeți*)

Siguranța din ce în ce mai mare cerută în funcționarea blocurilor energetice de mare putere a impus o sporire continuă a dotării cu aparate indicatoare și de avertizare a camerelor de comandă din centralele termoelectrice. Astfel a devenit posibilă urmărirea aproape a tuturor mărimilor de stare. Dar în același timp a crescut mult solicitarea personalului de exploatare pentru interpretarea și aprecierea informațiilor, încît, dacă nu s-ar lua măsuri speciale, personalul ar putea pierde privirea de ansamblu, neputînd prelucra cantitatea prea mare de informații. Măsurile speciale sînt materializate, în general, printr-o proiectare rațională a dispozitivelor de semnalizare și prin folosirea calculatoarelor.

În articolul de față se face o scurtă prezentare a sistemelor de semnalizare aferente blocurilor de 210 MW Deva și se arată cîteva dintre modificările efectuate în circuitele acestora pentru creșterea siguranței și selectivității în funcționare.

1. Prezentarea semnalizărilor

În scopul identificării corecte a semnalizărilor, acestea sînt împărțite în grupe corespunzătoare funcției lor, și anume :

1.1. Semnalizări de stare.
1.2. Semnalizări de avertizare (prevenire).
1.3. Semnalizări de avarie.

În același timp semnalizările sînt împărțite și pe agregate : cazan, turbină, generator etc.

1.1. *Semnalizarea de stare*

Această semnalizare indică starea diferitelor elemente ale instalației, indiferent dacă această stare este rezultatul acționării manuale, a sistemului de automatizare sau a protecției. Semnalele de stare sînt semnale de durată cu o lumină continuă indicînd poziția închis-deschis pentru vane, pornit-oprit pentru motoare etc.

Elementele instalațiilor privite sub aspectul vitezei cu care trec dintr-o stare în alta se pot clasifica în :

a) elemente cu trecere rapidă (întreruptoare) ;

b) elemente cu trecere lentă (vane, ventile etc.).

În timpul funcționării, la elementele instalațiilor pot să apară defecțiuni. În asemenea cazuri este important ca personalul de exploatare să fie informat imediat prin semnalizare optică și acustică asupra deranjamentelor apărute. Informarea personalului se realizează, în general, prin lumină pîlpîitoare a lămpilor ce semnalizează starea, semnalizarea de stare cumulînd în acest fel și funcția de semnalizare a deranjamentelor.

Pentru elementele cu trecere rapidă (întreruptoare), semnalizarea de deranjament este denumită în practică semnalizarea de necorespondență, deoarece, întreruptoarele declanșînd, nu se mai păstrează corespondența între poziția (cheii de comandă) releelor de fixare a comenzii și poziția întreruptorului.

Pentru elementele cu trecere lentă (vane, ventile etc.) este necesar ca semnalizarea de stare să cumuleze, pe lîngă funcția semnalizării de deranjament, și pe aceea de control al executării comenzii în timpul trecerii elementelor dintr-o stare în alta.

Din punctul de vedere al exploatării, este necesar ca, în cazul în care agregatele se află într-o stare normală de funcționare, să nu existe nici un semnal de avertizare. În astfel de situații semnalizarea de stare are posibilitatea să fie întreruptă și intră în funcțiune automat la apariția primului semnal de avertizare.

1.2. *Semnalizarea de avertizare*

Un semnal de avertizare este admis cînd apare o abatere față de starea normală, cînd se atinge o valoare limită stabilită înainte. Aceste limite se fixează în mod obligatoriu înaintea valorilor de protecție. În mod obișnuit este suficientă o intervenție pentru a restabili starea inițială, normală. Anumite semnale de avertizare cer o intervenție foarte rapidă pentru a evita o avarie, de exemplu : „Regulatorul de tensiune defect". Pentru altele restabilirea stării normale nu este atît de urgentă. Exemplu : „Nivelul în rezervorul de ulei în scădere".

Se pot deosebi deci : semnalizări de avertizare cu timp disponibil scurt și semnalizări de avertizare cu timp disponibil mai lung. O exploatare corectă necesită îndepărtarea rapidă a tuturor deranjamentelor apărute.

La grupurile de 210 MW sînt folosite :

— instalații de semnalizare centrală cu lumină pîlpîitoare cu o singură frecvență ;

— instalații de semnalizare centrală cu lumină pîlpîitoare cu două frecvențe.

Instalațiile de semnalizare centrală cu lumină pîlpîitoare cu o singură frecvență și cu două frecvențe cuprind două părți distincte :

a) partea circuitelor generale ;

b) partea circuitelor individuale.

Circuitele generale cuprind elementele care realizează : introducerea și scoaterea instalației

*) Ing. Dumitru Burdeți este șeful Laboratorului automatizări termice-metrologie din Intreprinderea Electrocentrale Deva.

din funcţiune, protecţia, verificarea lămpilor de semnalizare, anularea semnalului acustic, trecerea iluminatului pîlpîitor în iluminat continuu etc.

În componenţa circuitelor individuale intră aparatele secundare, care determină emiterea unor semnale, semnalizatoare de valori-limită repartizate în întreaga instalaţie, relee prin care semnalul este introdus în circuitele generale etc.

În figurile 1 şi 2 sînt prezentate procesele de semnalizare pentru instalaţiile cu lumină pîlpîitoare cu o singură frecvenţă şi cu două frecvenţe.

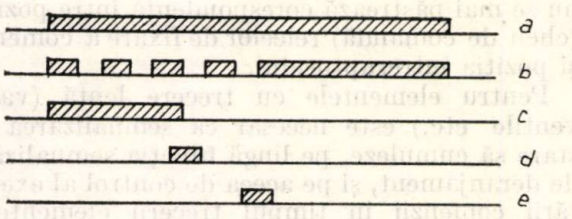


Fig. 1. Procesul de semnalizare pentru instalaţiile cu lumină pîlpîitoare cu o singură frecvenţă :

a – semnal; *b* – semnal optic; *c* – semnal acustic; d – anulare semnal acustic; *e* – anulare semnal optic.

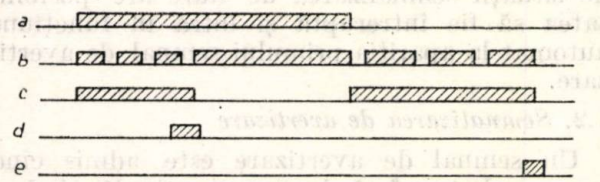


Fig. 2. Procesul de semnalizare pentru instalaţiile cu lumină pîlpîitoare cu două frecvenţe :

a – semnal; *b* – semnal optic; *c* – semnal acustic; *d* – aunlare semnal acustic şi optic; *e* – anulare semnal acustic şi optic.

La instalaţiile cu lumină pîlpîitoare cu o singură frecvenţă, apariţia unui semnal este marcată de lumină pîlpîitoare şi semnal acustic. Semnalul acustic se anulează automat, iar pîlpîirea se anulează manual; după anulare şi pînă la îndepărtarea abaterii, rămîne lumină continuă.

La instalaţiile cu lumină pîlpîitoare cu două frecvenţe, apariţia unui semnal este marcată prin lumină pîlpîitoare rapidă şi semnal acustic. După anulare, lumina pîlpîitoare trece în lumină continuă dacă semnalul persistă.

Dispariţia semnalului este însoţită de lumină lent pîlpîitoare şi semnal acustic. După anulare, lampa de semnalizare se stinge.

1.3. *Semnalizarea de avarie*

Semnalizarea de avarie este declanşată în cazul în care protecţia blocului sau a unui agregat a acţionat în urma apariţiei unui defect.

Scopul semnalului de avarie este de a indica în camera de comandă felul defectului şi faptul că protecţia a acţionat.

Semnalele de avarie sînt introduse în aceeaşi schemă cu semnalizările preventive, numai lumina casetelor are o altă culoare. În cazul avariilor mai serioase apare pericolul ca personalul de exploatare să nu consemneze în mod corect succesiunea evenimentelor, să nu-şi amintească ulterior cu exactitate manevrele efectuate şi succesiunea lor, sau poate exista şi posibilitatea ca personalul de exploatare să rectifice evenimentele înscrise pentru a justifica unele greşeli proprii. Pentru înlăturarea acestor neajunsuri, semnalizările de avarie se realizează cu scheme selective.

Selectivitatea la blocurile de 210 MW este realizată prin folosirea unor contacte normal închise (*n. î.*) a releelor finale (de oprire a cazanului, turbinei sau a blocului) în circuitul de alimentare a releelor de semnalizare, conform figurii 3. La atingerea valorii de lucru a unei protecţii odată cu acţionarea releelor finale,

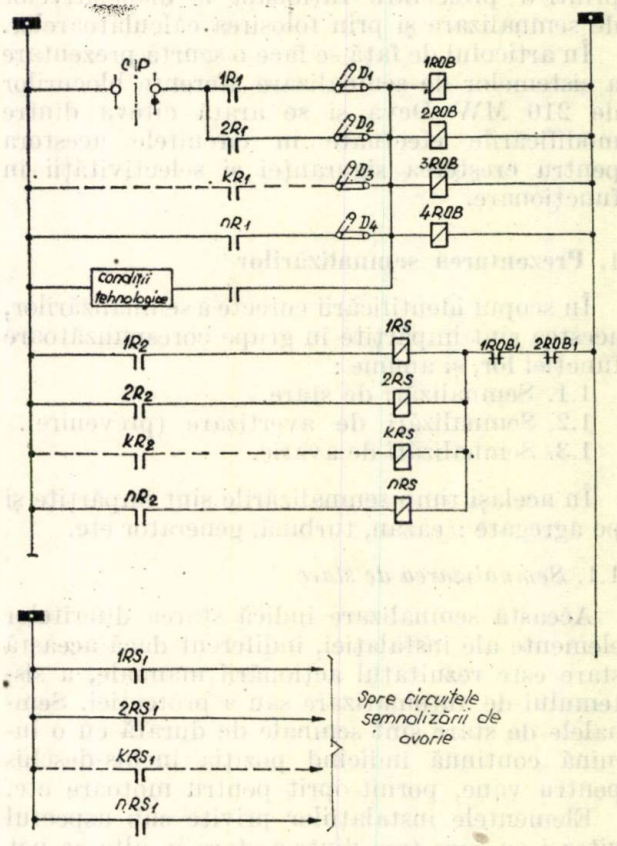


Fig. 3.

lucrează şi releul de semnalizare a protecţiei respective. După acţionarea releelor finale, circuitul releelor de semnalizare se întrerupe. În consecinţă, deşi ulterior se creează condiţiile de acţionare şi a altor protecţii, releele lor de semnalizare nu vor mai acţiona.

2. Modificări efectuate în schemele de semnalizare

2.1. *Modificări în schemele semnalizării de avarie pentru îmbunătățirea selectivității*

Cu ocazia însușirii schemelor la punerea în funcțiune și în urma verificării funcționării lor, s-au constatat o serie de deficiențe privind selectivitatea semnalizării de avarie.

Datorită modului de legare a releelor de semnalizare, se formează circuite false. Presupunînd că sînt anclanșate releele finale de oprire, a blocului, a turbinei sau a cazanului (ca urmare a acționării unei protecții), și deci contactele prevăzute a asigura selectivitatea sînt deschise, există totuși posibilitatea ca la atingerea valorii de lucru a altei protecții (nu cea care a oprit cazanul, turbina sau blocul) releul respectiv de semnalizare să lucreze, ca urmare a legării lui la bara negativă prin mai multe ramuri în paralel, fiecare ramură fiind formată dintr-un releu de semnalizare înseriat cu un releu intermediar.

În figura 4 este prezentat un exemplu extras din schema de protecție a cazanului. Să presupunem că oprirea corpului cazanului a fost cauzată de acționarea unei protecții nefigurate în schemă. După închiderea apei de alimentare se creează condițiile de acționare a protecției

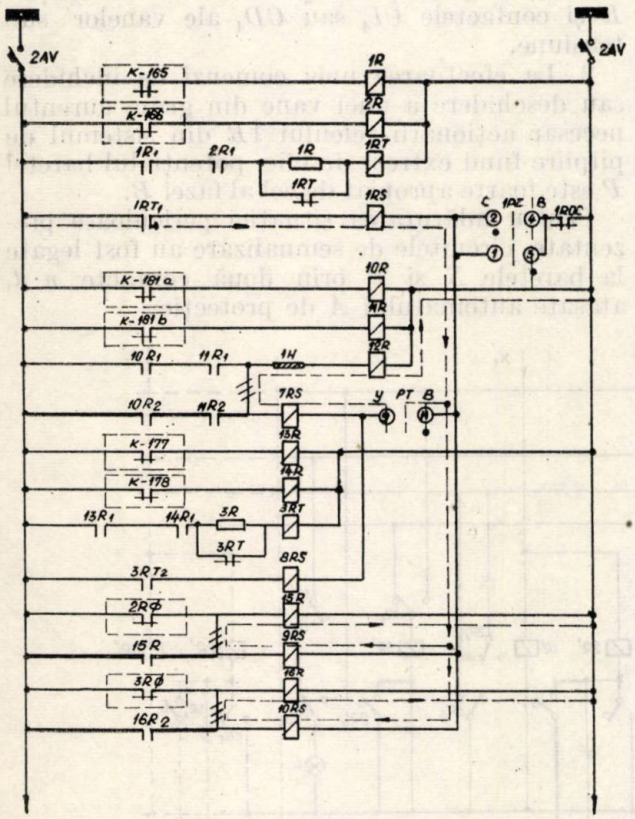


Fig. 4:

1*RS* – releu pentru semnalizare „Întrerupt debit apă alimentare"; 7*RS* – releu pentru semnalizare „Presiune scăzută gaz"; 8*RS* – releu pentru semnalizare „Presiune scăzută aer"; 9*RS* – releu pentru semnalizare „Declanșat *VG*"; 10 *RS* – releu pentru semnalizare „Declanșat *VA*".

„Întrerupt debit apă de alimentare", contactul RT_1 al releului RT se va închide, iar releul 1*RS* va acționa prin releele figurate pe schemă cu linie întreruptă, deși contactul de selectivitate 1*ROC* este deschis. Schema echivalentă este prezentată în figura 6.

Dintr-un calcul simplu pentru cazul analizat rezultă că rezistența echivalentă a grupului de relee prin care se închide circuitul releului 1RS este așa de mică, încît nu reduce căderea de tensiune ce revine pe releul de semnalizare sub valoarea de acționare .

$$R_{1RS} = R_{7RS} = R_{9RS} = R_{10RS} = 28\,000\ \Omega$$

$$R_{12R} = R_{15R} = R_{16R} = 9\,300\ \Omega$$

$$R_{ech.} = \frac{28\,000 + 9\,300}{3} = 12\,433\ \Omega$$

$$\Delta U_{1RS} = \frac{R_{1RS}}{R_{1RS} + R_{ech.}}\ 220 =$$

$$= \frac{28\,000}{28\,000 + 12\,433}\ 220 = 152\ \text{V}$$

$$\Delta U_{1RS} = 152\ \text{V} > U_{acț.min.} = 145\ \text{V}.$$

În figura 5 este prezentat un caz similar, care face parte din protecția blocului.

Pentru marea majoritate a circuitelor modificate în vederea unei selectivități totale, soluția a constat în anularea legăturii releelor de semnalizare de pe aceleași contacte ce transmit impulsul releelor finale și legarea lor la bara pozitivă prin intermediul altor contacte ale acelorași relee.

În schemele din figurile 4 și 5, luate ca exemplu, legăturile anulate sînt hașurate, iar cele nou introduse sînt desenate cu linie groasă.

2.2. *Modificări în circuitele de semnalizare de la tratarea apei și condensatului*

În schema semnalizării centrale, aferentă instalațiilor de tratare a apei, lumina pîlpîitoare și semnalul acustic apăreau numai la primul semnal, semnalele următoare treceau direct în lumină continuă, fără ca personalul de exploatare să fie avertizat prin semnal acustic și lumină pîlpîitoare, motiv pentru care, la numărul mare de parametri controlați, unele semnale treceau neobservate, generînd anomalii și incidente în funcționarea instalațiilor.

Din configurația inițială a schemei prezentată în figura 7 rezultă că, o dată cu anularea semnalului acustic și a luminii pîlpîitoare, generate ca urmare a depășirii limitei impuse de parametrul X_1, prin acționarea releului $2R$ se realizează o punte între brațele E și F. Dacă abaterea parametrului X_1 persistă, ieșirea din limită

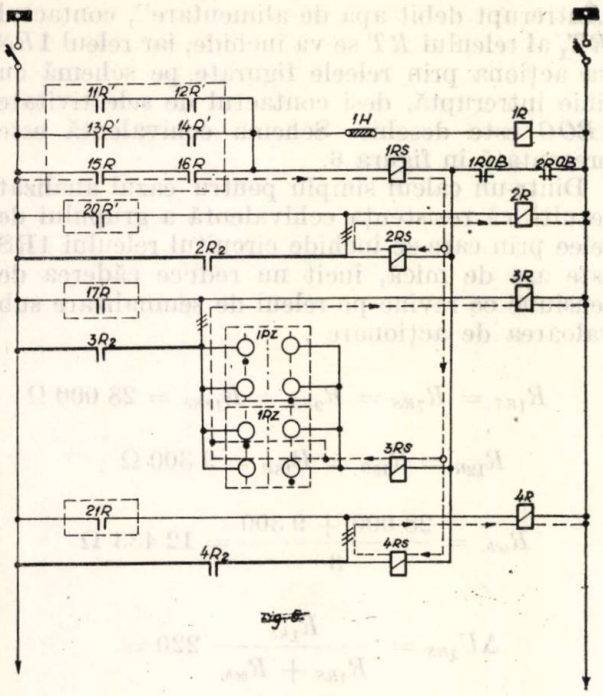


Fig. 5 :

$1RS$ – releu pentru semnalizare „Nivel scăzut în PIP"; $2RS$ – releu pentru semnalizare „Decuplare EPA"; $3RS$ – releu pentru semnalizare „Scăderea presiunii la aspirație PCB tr. I, II"; $4RS$ – releu pentru semnalizare „Decuplare generator la defecțiuni interioare".

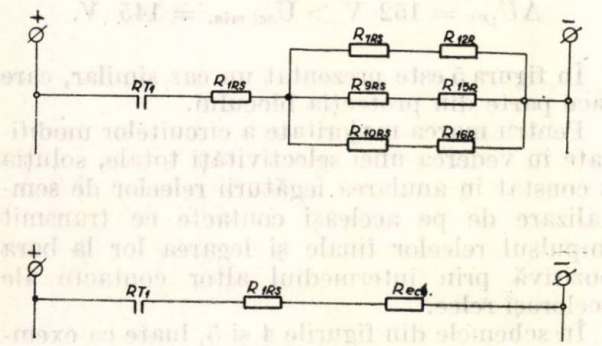


Fig. 6.

a altui parametru, X'_1, duce la acționarea concomitentă a releelor $1R'$ și $2R'$, lampa de semnalizare trece direct pe lumină continuă, fără semnal acustic și fără lumină pîlpîitoare.

Prin modificări simple s-a realizat o schemă cu funcționare corespunzătoare. În schemă, legăturile anulate sînt haşurate, iar cele nou introduse sînt desenate cu linie groasă.

2.3. *Separarea circuitelor de semnalizare a vanelor.*

Circuitele semnalizării de stare, deranjament și control al executării comenzii la vanele alimentate, dintr-un tablou (60—100 buc.) erau legate direct la bareta N și, respectiv, P (fig. 8). Dacă una dintre aceste vane era scoasă de sub tensiune prin automatul A, pentru remedierea unor deranjamente în circuitele sale de semnalizare, apărea totuși tensiune în următoarele două cazuri :

— la întreruperea temporară a semnalizării de stare ;

— la efectuarea unei comenzi de închidere sau deschidere la o vană din același grup.

1. Odată cu întreruperea temporară a semnalizării de stare prin deschiderea contactului 8 R_2, bareta N rămîne legată la faza B printr-un grup de circuite legate în paralel. Fiecare circuit este format din : limitatoarele de sfîrșit de cursă 1 sau 2, lămpile L_1 sau L_2, una dintre rezistențele R și contactele CI_4 sau CD_4 ale vanelor sub tensiune.

2. La efectuarea unei comenzi de închidere sau deschidere a unei vane din grup, curentul necesar acționării releului $1R$ din sistemul de pîlpîire fiind extrem de mic, potențialul baretei P este foarte apropiat de cel al fazei B.

Pentru înlăturarea situației periculoase prezentate, circuitele de semnalizare au fost legate la baretele N și P prin două contacte $n \cdot d$, atașate automatului A de protecție.

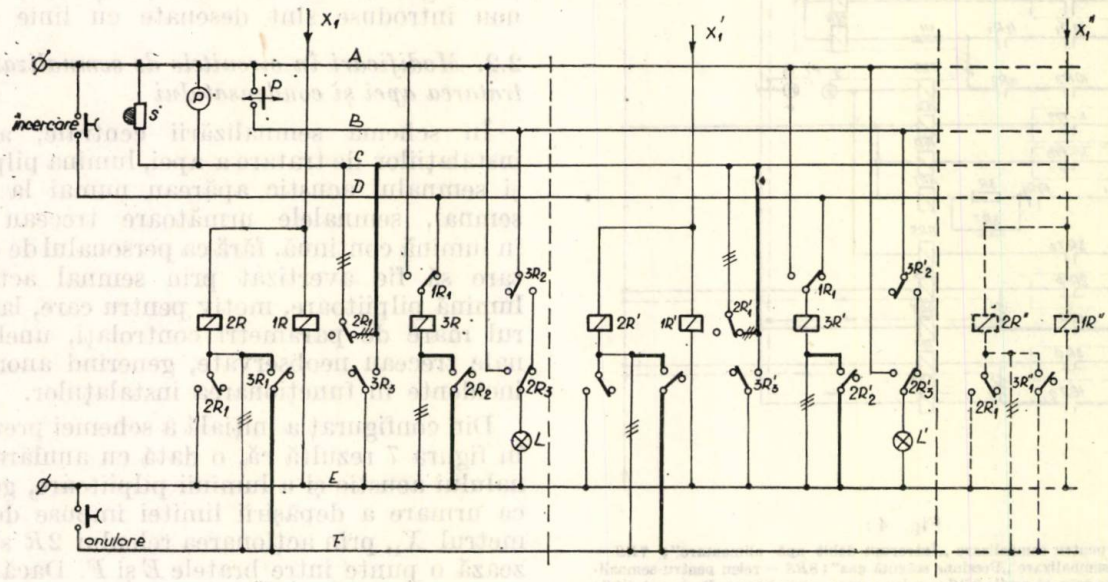


Fig. 7.

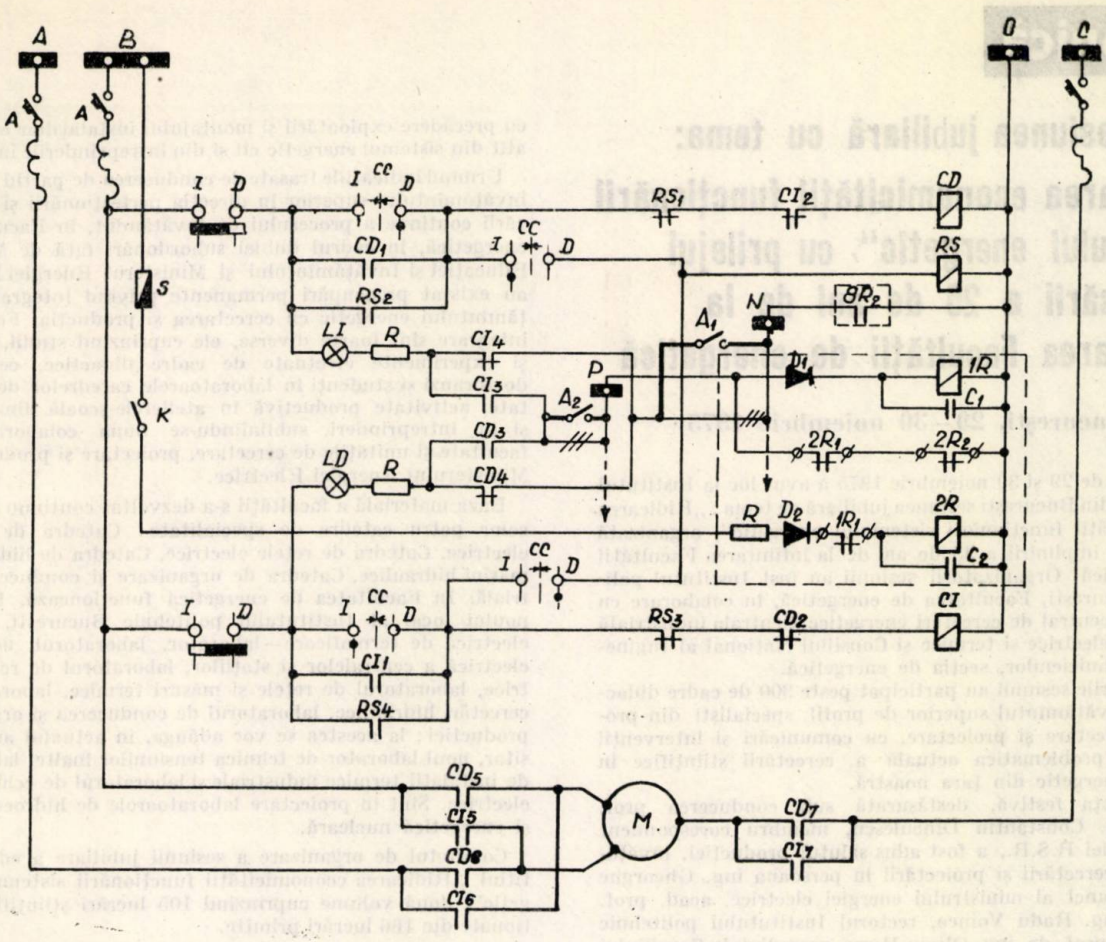


Fig. 8.

Concluzii

Modificările efectuate în circuitele semnalizării de stare şi avertizare pentru a sesiza şi localiza imediat orice abatere de la funcţionarea normală prezintă o importanţă deosebită în conducerea blocurilor de 210 MW, blocuri prevăzute cu un înalt grad de automatizare, care înlocuieşte, în mare parte, intervenţiile omului, acestuia revenindu-i un rol de supraveghere şi comandă, dintr-o sală centrală de comandă, unde sînt grupate pupitre, tablouri, reprezentări sinoptice, precum şi mijloacele prin care se acţionează de la distanţă asupra funcţionării instalaţiilor.

Blocurile de 210 MW nu sînt prevăzute cu circuite de înregistrare a succesiunii evenimentelor în caz de avarie. Personalul tehnic stabileşte cauzele care au determinat avaria cunoscînd prima protecţie care a acţionat şi analizînd diagramele principalilor parametri. Îmbunătăţirile aduse selectivităţii semnalizării de avarie contribuie direct la depistarea cauzelor de funcţionare necorespunzătoare, precum şi la evitarea repetării lor.

Bibliografie

[1] *** Schema de semnalizare a blocurilor de 210 MW.

[2] IDT/1971. Utilizarea schemelor electrice de semnalizare în procese industriale.

[3] ODE/1973. Comanda şi controlul părţii electrice a centralelor şi staţiilor.

(Articol intrat în redacţie la 24 octombrie 1975)

Cronică

Sesiunea jubiliară cu tema: „Ridicarea economicității funcționării sistemului energetic", cu prilejul aniversării a 25 de ani de la înființarea Facultății de energetică

București, 29—30 noiembrie 1975

În zilele de 29 și 30 noiembrie 1975 a avut loc la Institutul politehnic din București sesiunea jubiliară cu tema : „Ridicarea economicității funcționării sistemului energetic", organizată cu prilejul împlinirii a 25 de ani de la înființarea Facultății de energetică. Organizatorii sesiunii au fost Institutul politehnic București, Facultatea de energetică, în colaborare cu Institutul central de cercetări energetice, Centrala industrială a energiei electrice și termice și Consiliul Național al Inginerilor și Tehnicienilor, secția de energetică.

La lucrările sesiunii au participat peste 300 de cadre didactice din învățământul superior de profil, specialiști din producție, cercetare și proiectare, cu comunicări și intervenții legate de problematica actuală a cercetării științifice în sectorul energetic din țara noastră.

În ședința festivă, desfășurată sub conducerea prof. emerit ing. Constantin Dinculescu, membru corespondent al Academiei R.S.R., a fost adus salutul producției, învățământului, cercetării și proiectării în persoana ing. Gheorghe Cocoș, adjunct al ministrului energiei electrice, acad. prof. dr. doc. ing. Radu Voinea, rectorul Institutului politehnic București, prof. dr. ing. Oliviu Rusu, președintele Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor, conf. dr. ing. Călin Mihăileanu, directorul general al Institutului central de cercetări energetice, prof. dr. ing. Marin Năstase, director adjunct în Ministerul Educației și Învățământului.

Cu această ocazie, prof. dr. ing. Alexandru Diacon, decanul Facultății de energetică, a prezentat comunicarea „25 de ani de activitate a Facultății de energetică din Institutul politehnic București". Facultatea a luat ființă în anul 1950, ca urmare a începerii planului decenal de electrificare și de folosire intensivă a resurselor de materii prime și de energie ale țării, reprezentînd astfel încă un exemplu viu al politicii de industrializare clarvăzătoare a Partidului Comunist Român, ca, simultan cu dezvoltarea sistemului energetic al țării, să creeze cadrele tehnice cu pregătire superioară pentru acest sector economic.

Încă de la înființare, Facultatea de energetică a avut trei secții de specialitate : electroenergetică, termoenergetică și hidroenergetică, cărora li s-a adăugat din anul 1967, ca a patra specialitate, Secția centrale nuclearoelectrice, toate pregătind ingineri cu durata cursurilor de 5 ani. Din anul 1968 încep să funcționeze în cadrul facultății cursuri de zi și serale de subingineri cu durata de 3 ani și respectiv 5 ani, cu specialitățile electroenergetică și termoenergetică.

Utilitatea Facultății de energetică este demonstrată de numărul total de 3930 ingineri diplomați și 394 subingineri care au absolvit facultatea în cei 25 de ani de la înființarea ei. Acești absolvenți formează cadrele tehnice de bază ale sectorului energetic din țara noastră, principalii utilizatori fiind Ministerul Energiei Electrice (40,7%), Ministerul Industriei Construcțiilor de Mașini (15,2%), Ministerul Industriei Chimice (12,6%).

Profilul inginerilor absolvenți ai Facultății de energetică este specific ingineriei de sistem, pregătirea acestora corespunzînd activității de cercetare, proiectare, montaj și exploatare a instalațiilor energetice. Profilul subinginerilor corespunde cadrelor tehnice cu calificare superioară destinate cu precădere exploatării și montajului instalațiilor energetice, atît din sistemul energetic cît și din întreprinderile industriale.

Urmînd indicațiile trasate de conducerea de partid și de stat învățămîntului superior în direcția perfecționării și modernizării continue a procesului de învățămînt, în Facultatea de energetică, în cadrul dublei subordonări față de Ministerul Educației și Învățămîntului și Ministerul Energiei Electrice, au existat preocupări permanente privind integrarea învățămîntului energetic cu cercetarea și producția. Formele de integrare sînt foarte diverse, ele cuprinzînd studii, cercetări și experimente efectuate de cadre didactice, cercetători, doctoranzi și studenți în laboratoarele catedrelor de specialitate, activitate productivă în atelierele-școală din facultate și în întreprinderi, subliniindu-se buna colaborare între facultate și unitățile de cercetare, proiectare și productive ale Ministerului Energiei Electrice.

Baza materială a facultății s-a dezvoltat continuu în cadrul celor patru catedre de specialitate : Catedra de centrale electrice, Catedra de rețele electrice, Catedra de hidraulică și mașini hidraulice, Catedra de organizare și conducere industrială. În Facultatea de energetică funcționează, în cadrul noului local al Institutului politehnic București, centrala electrică de termoficare — laborator, laboratorul de partea electrică a centralelor și stațiilor, laboratorul de rețele electrice, laboratorul de rețele și măsuri termice, laboratorul de cercetări hidraulice, laboratorul de conducerea și organizarea producției ; la acestea se vor adăuga, în actualul an universitar, noul laborator de tehnica tensiunilor înalte, laboratorul de instalații termice industriale și laboratorul de echipamente electrice. Sînt în proiectare laboratoarele de hidroenergetică și energetică nucleară.

Comitetul de organizare a sesiunii jubiliare a editat, sub titlul „Ridicarea economicității funcționării sistemului energetic", două volume cuprinzînd 105 lucrări științifice selecționate din 166 lucrări primite.

Lucrările sesiunii s-au desfășurat în paralel în cadrul a patru secții de specialitate, și anume :

Secția I — *Electroenergetică* — președinte prof. dr. doc. ing. Ion S. Antoniu, în care au fost abordate următoarele probleme :

— prognoza privind dezvoltarea sistemului energetic, ținînd seama de siguranța în exploatare și de influența asupra mediului înconjurător ;

— trepte de tensiune mai mari de 400 kV, dimensionare și influența asupra mediului ambiant ;

— realizarea unor modele matematice pentru optimizarea producției și consumului de energie electrică, legate de caracteristicile locale ;

— îmbunătățirea caracteristicilor utilajelor și aparatajelor folosite în stații și la consumatori.

Secția II — *Termoenergetică* — președinte prof. dr. ing. Nicolae Gheorghiu, a analizat cu precădere următoarele aspecte :

— gospodărirea rațională a energiei, în special prin organizarea întreținerii, optimizarea regimurilor de funcționare și creșterea eficienței instalațiilor consumatoare ;

— analiza instalațiilor de producere, transport și distribuție a căldurii ;

— montajul echipamentelor termoenergetice de mare capacitate ;

— probleme legate de perfecționarea profesională a inginerilor termoenergeticieni și de literatura tehnică de specialitate.

Secția III — *Hidroenergetică* — președinte acad. prof. dr. doc. ing. Dumitru Dumitrescu, a dezbătut următoarea tematică principală :

— hidroenergetică și optimizarea exploatării centralelor hidroelectrice ;

— hidraulică tehnică și aplicată ;

— optimizarea proiectării, construcției și exploatării mașinilor hidraulice.

Secția IV — *Energetică nucleară* — președinte prof. dr. ing. Nicolae Dănilă, a abordat mai ales următoarele probleme :
— calculul și construcția reactoarelor nucleare ;
— soluții și realizări tehnice în energetica nucleară ;
— amplasarea și securitatea nucleară ;
— surse noi de energie.

În încheierea lucrărilor, sesiunea jubiliară a adresat o telegramă Comitetului Central al P.C.R., tovarășului Nicolae Ceaușescu, în care s-a exprimat angajamentul ferm și hotărîrea unanimă a cadrelor de specialiști din învățămînt, cercetare și producție de a pune toată capacitatea și cunoștințele lor în slujba dezvoltării pe mai departe a energeticii românești.

Lista lucrărilor publicate la sesiunea jubiliară „Ridicarea economicității funcționării sistemului energetic"

C. Dinculescu : Înființarea și evoluția Facultății de energetică în Institutul politehnic București.
Al. Diacon : Probleme actuale ale învățămîntului tehnic superior în domeniul energetic.

Secția I — Electroenergetică

D. Cristescu și Th. Miclescu : Raport general al secției I — Electroenergetică.
I.S. Antoniu și M. Gafencu : Asupra problemei compensării puterilor reactive și deformante în sistemele energetice funcționînd în sistem deformant.
V.I. Nitu, A. Bancu, M. Bogan, M. Ciobanu și O. Rosenberg : Concept unitar pentru alegerea schemelor de conexiuni ale stațiilor de 110 kV.
G. Drăgan, D. Cristescu, S. Hurdubețiu și I. Băran : Cîmpul electric al liniilor electrice aeriene de înaltă tensiune.
A. Arie, S. Hurdubețiu, T. Laszlo, V. Barbu și D. Tomuș : Cercetări privind supraîncărcarea pe durate limitate a cablurilor de energie cu izolație din PVC.
E. Potolea, C. Toader, R. Țenovici, C. Dumitriu și R. Enache : Unele aspecte privind calculul rezistențelor echivalente la transformatoarele și autotransformatoarele cu trei înfășurări.
Gh. Iacobescu : Procese de comutație la deconectarea circuitelor cu „smulgere" de curent.
I. Iordănescu, R. Țenovici, C. Dumitriu și C. Toader : Unele aspecte ale calculului daunelor datorate întreruperii alimentării cu energie electrică într-o întreprindere industrială.
M. Stein, D. Mateescu, P. Buhuș și Gh. Comănescu : Unele aspecte privind economicitatea soluțiilor pentru alimentarea serviciilor proprii la CET cu grupuri bloc.
P. Buhuș și M. Iordache : Algoritm pentru alegerea celulelor prefabricate de înaltă și foarte înaltă tensiune.
E. Gîrleșteanu și Th. Miclescu : Calculul probabilității de conturnare la conectarea unei linii electrice aeriene.
A. Carabulea : Modele matematice în teoria căutării cu aplicații în energetică.
A. Selischi : Calculul curenților de scurtcircuit în rețeaua serviciilor interne de 6 kV cu considerarea aportului motoarelor asincrone.
M. Țudose și M. Săndulescu : Determinarea regimurilor permanente optime în sistemele electroenergetice interconectate cu ajutorul metodelor Dimo-Dy-Liacco-Rosen.
M. Eremia : Reducerea rețelelor în studiul stabilității dinamice.
B. Guzun : Dispoziții constructive pentru stații electrice de înaltă tensiune realizate cu un nou tip de separator electric.
C. Mucichescu : Influența regulatoarelor de viteză proporțional-diferențiale asupra stabilității dinamice a grupurilor electrogene.
A. Arie și C. Dumitriu : Extinderea noțiunii de ortogonalitate în rețelele electrice.
L. Dumitriu : Modele matematice privind fiabilitatea rețelelor electrice de medie tensiune.
L. Radu, C. Buzea și E. Stan : Metodă de calcul a regimului permanent utilizînd un sistem redondant de mărimi măsurate în rețeaua electrică.
A. Cristovici, D. S. Necșulescu și A. Popescu : Algoritme și programe de calcul pentru coordonarea izolației.
El. Potolea și E. Potolea : Variabilele inerțiale ale mașini sincrone.
D. Balaurescu și R. Țenovici : Considerații și model matematic privind optimizarea consumului de energie electrică în industria R.S.R.
M. Ungureanu : Un model matematic al descărcării corona de c.a. Stabilirea caracteristicilor tensiune-sarcină.
D. S. Necșulescu și I.D. Suditu : Optimizarea nivelului izolației unei LEA cu considerarea influenței asupra siguranței sistemului energetic.
D. Ivas și M. Ilinca : Contribuții la optimizarea rețelelor de distribuție de medie și joasă tensiune ale consumatorilor industriali.
T. Stoichițescu și F. Tudose : Armături de protecție pentru izolatoare nestrăpungibile de medie tensiune de tip ISNS-20 și ITFS 60/6.
C. Golovanov : Aspecte ale funcționării contorului de inducție în regim deformant.
D. Mihoc : Considerații asupra reglajului numeric de tensiune.

Secția II — Termoenergetică

T. Grecu : Raport general al secției II — Termoenergetică.
N. Gheorghiu, C. Moțoiu, V. Athanasovici, I.S. Dumitrescu și V. Mușatescu : Gospodărirea energiei în marile aglomerări urban-industriale din România.
C. Moțoiu : Economia de energie și limitarea poluării termice la răcirea centralelor termoelectrice în circuit mixt.
C. Mihăileanu, Fl. Ardeleanu, C. Dumitriu, Al. Măruță, E. Müler, C. Petrescu, P. Treanță și F. Vasiliu : Metodologia de calcul a posibilităților de încărcare termică a riurilor, în dreptul amplasamentelor centralelor termo și atomoelectrice.
Th. Popa : Randamentul unei centrale electrice cu ciclu integrat gazificare-gaze-abur.
N. Dănilă, G. Chercea și N. Kertész : Metodă pentru determinarea debitului de apă de răcire care circulă prin condensatorul unei turbine cu abur.
N. Armencoiu, D. Rențea și L. Ghioca : Tendințe în transportul de mare capacitate al cărbunilor și folosirea optimizată a cărbunilor din țara noastră funcție de tipurile de cazane și distanța față de bazinele de extracție.
V. Athanasovici : Repartizarea eficientă a încărcării între turbinele CET.
N. Niculescu, M. Voinea, N. David și S. Lewy : Scheme îmbunătățite de racordare a consumatorilor urbani la sistemele de termoficare.
C. Moțoiu, I. Prisecaru și E. Șișchin : Predeterminarea caracteristicilor funcționale la turbogeneratoarele de putere mare.
I. Prisecaru, A. Leca, C. Moldoveanu și C. Măcăneață : Determinarea performanțelor funcționale ale oalelor de condensat termodinamice.
C. Brătianu și A. Gheorghe : Premise la o teorie sistemică a centralelor electrice.
C. Moțoiu și V. Mușatescu : Asupra efectului cumulat realizat prin aplicarea unor măsuri de economisire a energiei primare.
C. Neaga : Dinamica arderii particulei de cărbune pulverizat cu considerarea reacțiilor secundare ; influența gazelor de ardere recirculate.
V. Athanasovici : Eficiența utilizării puterii de vîrf la CET.
N. Dănilă și G. Chercea : Calculul zonal al transmiterii căldurii în condensatoarele turbinelor cu abur. Modelul matematic.
T. Grecu : Turboagregate montate și construite în țara noastră în ultimii 25 de ani.
C. Moțoiu, I. Prisecaru și A. Leca : Evoluția temperaturii apei în rîuri după folosirea în CTE. Studii pe Mureș în aval de CTE Luduș.
C. Oancea, A. Ichimescu, M. Popa și E. Zamfir : Generatoare solare cu straturi subțiri de sulfură de cadmiu.
V. Athanasovici : Metodă de calcul a economiei anuale de combustibil realizată la CET.

A. Gheorghe : Consideraţii sistemice în studiul sistemelor de energie.

P. Buhuş : Echivalenţa ierarhizărilor la care conduc două criterii folosite pentru aprecierea eficienţei economice a investiţiilor în sectorul nostru energetic.

C. Brătianu : Entropie termodinamică şi entropie informaţională.

M. Cornea : Conceptele matematice ale entropiei unui sistem cibernetic.

D. Filitti, M. Kesler, L. Butuc, C. Pană şi D. Popescu : Soluţii moderne de organizare a şantierului de montaj al CTE Turceni.

N. Culerda : Asupra unui nou supraveghetor de flacără pentru cazane funcţionînd pe cărbune.

C. Brătianu : Analogii fncţionale între ciclurile termice şi ciclurile informaţionale într-o centrală termoelectrică.

E.D. Cinski : Studiu aerodinamic pe model pentru turnurile de răcire de mare capacitate în contracurent.

Secţia III — Hidroenergetică

Al. Diacon: Raport general al secţiei III — Hidroenergetică.

D. Pavel : Apărarea împotriva inundaţiilor în cadrul amenajărilor hidroenergetice.

S. Cerchez, F. Stănculescu şi Gh. Voicu : Exploatarea centralelor hidroelectrice din R.S.R. în perioada 1970—1974.

A. Diacon, I. Seteanu, R. Popa, F. Stănculescu şi Gh. Voicu : Decizii optime în exploatarea hidroenergetică a unui sistem de UHE în cascadă.

A. Diacon, J. Boisnard şi M. Ghergu : Optimizarea debitului instalat în staţia de pompare pentru alimentarea ecluzelor unui bief de creastă.

D. Andrei, R. Pascu şi S. Tănăsescu : Utilizări ale criteriului costurilor actualizate la determinarea parametrilor hidroenergetici ai uzinelor hidroelectrice.

D. Dumitrescu, H. Oprică, G. Băran, M. Erhan şi N. Grigorescu : Cercetări teoretice şi experimentale asupra mişcării bifazice turbulente în conducte sub presiune cu aplicare în hidrotransport.

I. Georgescu, J. Florea şi C. Banu : Utilizarea izotopilor radioactivi în cercetarea transportului de debit solid pe rîuri şi sedimentări în lacurile energetice.

G. Băran, H. Oprică şi C. Banu: Cercetări teoretice şi experimentale asupra transportului de debit solid şi sedimentării în lacurile energetice.

V. Nistreanu : Studiul curgerii permanente a doi curenţi de densitate într-un canal trapezoidal.

A. Diacon, I. Seteanu şi R. Popa: Determinarea coeficientului de dispersie termică longitudinală în albii prismatice.

J. Florea, D. Robescu, P. Roman şi T. Petrovici : Instalaţii pentru simularea evoluţiei parametrilor fizico-chimici şi biologici ai calităţii apei din lacurile de acumulare.

M. Erhan şi St. Zarea : Mişcări potenţiale plane cu suprafaţa liberă peste obstacole hidrotehnice.

V. Panaitescu : Calculul coeficientului de rezistenţă hidraulică în conducte rugoase.

A. Diacon, V. Nistreanu şi E. Isbăşoiu : Măsurători pentru determinarea coeficientului de rugozitate a canalelor de aducţiune de pe rîul Bistriţa.

V. Panaitescu : Determinarea legii universale de distribuţie a vitezelor şi a legii universale de rezistenţă în conducte netede şi rugoase.

G. Băran, St. Bojincă şi N. Grigorescu : Cercetări experimentale asupra eroziunii cavitaţionale a betoanelor hidrotehnice.

D. Dumitrescu, D. Robescu şi T. Petrovici : Consideraţii teoretice şi experimentale asupra similitudinii aeratoarelor mecanice de suprafaţă folosite în tehnica epurării apelor uzate.

N. Decuseară : Modernizarea tehnologiei de montaj a hidrocentralelor şi aspecte ale colaborării dintre institutele de învăţămînt superior şi şantierele de montaj.

I. Voia : Asupra condiţiilor de încercare pe model a turbinelor hidraulice.

P. Ghera şi I. Voia : Rezultate experimentale privind testarea în CHE a regulatorului de turaţie-putere cu acţiune discontinuă.

N. Vasiliu şi St. Zarea : Metodă de rezolvare a problemei inverse pentru rotorul diagonal.

St. Zarea şi M. Exarhu : Contribuţii la studiul cinematicii curgerii în camera spirală a turbinei Kaplan.

Gh. Zidaru : Determinarea parametrilor geometrici ai profilelor date prin puncte.

E. Isbăşoiu : Reactualizarea metodei statistice de dimensionare a turbinelor-bulb.

M. Exarhu : Influenţa pintenului carcasei spirale asupra perturbării simetriei axiale a curgerii în turbomaşini.

E. Isbăşoiu : Metoda singularităţilor întubate aplicată la trasarea carenelor de turbine-bulb.

D. Vlădăianu : Cercetări în natură privind influenţa formei părţii de aspiraţie asupra funcţionării pompelor.

Gh. Băran, C. Banu şi N. Grigorescu : Cercetări experimentale asupra eroziunii abrazive a pompelor de hidrotransport.

V. Dadu : Determinarea cotei de instalare în raport cu nivelul aval a turbinelor de joasă cădere.

Secţia IV — Energetică nucleară

P. Ghiţescu : Raport general al secţiei IV-Energetică nucleară

N. Vasilescu, A. Florescu, M. Bușniţă, V. Apostolescu, C. Macarie şi N. Fulga : Consideraţii asupra amplasării centralelor nuclearoelectrice în România.

N. Dănilă, C. Ionescu şi N. Stan : Modelarea matematică a fiabilităţii circuitului primar al reactoarelor nucleare cu ajutorul proceselor stochastice Markov cu recompense.

I. Purica, N. Seferian, I. Giuclea şi D. Popescu : Studiul unor reţele IRT-M-APA prin metoda caracteristicii de frecvenţă.

S. Râpeanu, V. Cuculeanu şi G. Vasiliu : Problema datelor nucleare în calculul şi proiectarea reactorilor nucleari energetici.

A. Leca şi P. Ghiţescu : Consideraţii asupra modernizării circuitului secundar al reactorului VVR-S.

A. Badea : Analiza influenţei materialului şi a stării suprafeţei canalului asupra apariţiei crizei schimbului de căldură la fierbere.

I. Prisecaru, E. Şişchin şi N. Dănilă : Calculul schemelor termice ale CNE-PWR în regimuri nenominale cu aplicaţie la un grup de tip VVER-220.

P. Ghiţescu : Consideraţii asupra variantelor posibile de modernizare a zonei active a reactorului VVR-S.

M. Pop, E. Ursu şi D. Manea : Consideraţii asupra dependenţei dintre multiplul de circulaţie şi putere în construcţia de generatoare de abur pentru CNE.

F. Alexe şi D. Manea : Studii de optimizare tehnică a temperaturii apei de alimentare la ciclurile CNE cu abur saturat.

M. Pop, D. Manea, E. Şişchin, E. Ursu şi E. Licsandru : Influenţe reciproce între parametrii geometrici şi termohidraulici ai generatoarelor de abur din CNE.

F. Alexe şi E. Şişchin : Contribuţii la optimizarea tehnico-economică a presiunii de separare mecanică extremă şi supraîncălzire intermediară la turbinele CNE cu abur saturat.

L. Ciucă, M. Duduleanu şi M. Pop : Contribuţii la stabilirea procedeului de calcul de rezistenţă al generatorului de abur pentru CNE.

D. Manea : Analiza posibilităţilor de folosire a unui reactor nuclear pentru termoficarea urbană în condiţiile ţării noastre.

E. Licsandru, J. Adameşteanu, M. Pop şi E. Ursu : Algoritm şi program de calcul pentru bilanţul total de căldură al circuitului primar al CNE.

A. Ştefan şi O. Andrei : Optimizarea parametrilor zonei active a reactorilor heterogeni răciţi şi moderaţi cu apă. Aplicarea formalismului bigrupal.

I. Purica : Statutul ştiinţific al energeticii.

Conf. dr. ing. **Aurelia Leca**

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621:1/.2(282)

Попеску, В.: **Гидроэнергетхническое устройство Сомеша**

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 3–8

ДК 621.1/.2:681.14

Диакон, Ал., Сетяну, И. и *Попа, Р.*: **Линейно-нелинейная модель по гидроэнергетической оптимизации на короткий срок**

Представлена математическая линейно-нелинейная модель по оптимизации эксплуатации на короткий срок одной гидроэнергетической системы каскадного типа, используя один алгоритм линейного программирования, комбинированного с процессом необусловленной оптимизации одной нелинейнойф ункции-объектив. Указаны общие критерии оптимизации и серия ограничений. Описан алгоритм по необусловленной оптимизации, а вычислительная программа, выраженная языком Фортран IV, проверена конкретными случаями, представляя результаты.

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 9–16

ДК 621.311.2:628.543.9

Михэиляну, К., Арделяну, Фл. и др.: **Исследования, касающиеся теплового поведения течений вод, находящихся под влиянием теплых вод, проистекающих (происходящих) из теплоэлектростанций**

Представлены результаты исследований, проведенных относительно проблемы удаления вод из теплоэлектростанций в естественные течения вод. Даются формулы, а также номограммы, относительно определения способностей охлаждения естественных вод.

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 16–21

ДК 621.311.25:621.186.004.15

Атанасович, В., Рэдукану, К. и *Валя, Е.*: **Оптимизация режимов снабжения теплотой из городских теплоэлектростанций**

Анализируются эффекты качественно-количественного регулирования относительно работы теплоэлектростанций, имея ввиду минимальные потери тепла у потребителей — путем перегревания, — а также, имея ввиду потребление энергии для накачивания. Устанавливается оптимальный режим по снабжению теплотой из теплоэлектростанций, имея ввиду структуру потребления тепла для всех городских потребителей, а также преимущества смешанного качественно-количественного регулирования по сравнению с качественным регулированием.

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 22–24

ДК 621.311.25:621.185.004.7

Ионеску-Сисешть, Д. и *Чински, Е.Д.*: **Использование остаточного или неиспользуемого в теплоэлектростанциях, тепла**

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 25–26

ДК 621.31:681.14

Крисчиу, Х., Неагу, В. и *Раду, И.*: **Методология и алгоритм по оптимальному расположению постов преобразования в рамках схем по снабжению и распределению электроэнергии, причитающейся крупным промышленным потребителям**

Описывается новый метод, касающийся оптимального расположения постов преобразования в рамках крупных промышленных потребителей, путем минимизации потерь активной мощности. Используемый метод является иттеративным и имеет в своей основе процесс сепарации и прогрессивной оценки.

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 27–34

ДК 621.31.005

Бурдеци, Д.: **Улучщения, применные в сигнализационных схемах на блоках 220 МВт для увеличения надежности и избирательности в работе**

Energetica 24 (1976), № 1, стр. 35–39

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.1/.2 (282)

Popescu, V.: **Die Wasserkraftanlage am Someş-Fluss**

Energetica 24 (1976), H. 1, S. 3–8

DK 621.1/.2 ; 681.14

Diacon, A., Seteanu, I. und *Popa, R.*: **Ein Modell zur linear-nichtlinearen Optimierung von Wasserkraftwerksketten**

Es wird ein mathematisches linear-nichtlineares Modell zur kurzfristigen Betriebsoptimierung einer Kraftwerkskaskade unter Anwendung eines Algorithmus zur linearen Programmierung beschrieben, der mit einem Verfahren zur unbedingten Optimierung einer nichtlinearen Zielfunktion kombiniert wird. Es werden die allgemeinen Optimierungskriterien und die Gesamtheit der Begrenzungen angegeben. Ferner wird der Algorithmus zur unbedingten Optimierung beschrieben und das in der FORTRAN—IV—Maschinensprache aufgestellte Rechenprogramm an einem konkreten Fall überprüft, indem die dabei erzielten Ergebnisse angegeben werden.

Energetica 24 (1976), H. 1, S. 9–16

DK 621.311.2 ; 628.543.9

Mihăileanu, C., Ardeleanu, Fl. u.a.: **Zür Frage des thermischen Verhaltens der Wasserläufe unter der Einwirkung des von den Wärmekraftwerken ausgestossenen Warmwassers**

Es werden die Ergebnisse der Forschungsarbeiten geschildert, die im Zusammenhang mit der Einwirkung des von den Wärmekraftwerken in die natürlichen Wasserläufe ausgestossenen Warmwassers durchgeführt wurden. Dann werden die zugehörigen Beziehungen sowie die entsprechenden Diagramme behandelt.

Energetica 24 (1976), H. 1, S. 16–21

DK 621.311.25 ; 621.186.004.15

Athanasovici, V., Răducanu, C. und *Valea, E.*: **Zur Frage der optimalen Fahrweise der städtischen Heizkraftwerke bei der Durchführung von Wärmelieferungen**

Es werden die Auswirkungen der qualitativ-quantitativen Regelung auf die Betriebsweise der Heizkraftwerke analysiert, indem durch Überhitzung minimale Wärmeverluste beim Abnehmer sowie die beim Pumpenbetrieb verbrauchte Energie berücksichtigt werden. Es werden dann die optimalen Bedingungen zur Wärmelieferung aus den Heizkraftwerken unter Beachtung der bei allen städtischen Abnehmern vorherrschenden Wärmeverbrauchsstruktur und der bei der Anwendung der gemischten qualitativ-quantitativen Regelung im Vergleich zur reinen Qualitativregelung entstehenden Vorteile gezeigt.

Energetica 24 (1976), H. 1, S. 22–24

DK. 621.311.25: 621.185.004.7

Ionescu-Sisești, D. und *Cinski, E. D.*: **Auswertung der in den Wärmekraftwerken anfallenden ungenützten Wärme oder der Restwärme**

Energetica 24 (1976), H. 1, S. 25–26

DK 621.31 ; 681.14

Crisciu, H., Neagu, V. und *Radu, I.*: **Methodologie und Algorithmus zur optimalen Standortwahl der Transformatorenstationen von werkeigenen Speisenetzen**

Der Beitrag behandelt eine neue Methode zur optimalen Standortwahl für die Aufstellung von Transformatorenstationen im Rahmen der Stromspeiseanlagen industrieller Grossabnehmer zum Zweck einer Verminderung der Wirkleistungsverluste. Es handelt sich dabei um eine iterative Methode, der ein Verfahren zur Abtrennung und fortschreitenden Bewertung zugrunde liegt.

Energetica 24 (1976), H. 1, S. 27–34

DK 621.31.005

Burdeți, D.: **Verbesserung der Meldeschaltung eines 210-MW-Kraftwerksblocks zur Steigerung des Auswahlvermögens und der Betriebssicherheit**

Energetica 24 (1976), H. S. 35–39

SOMMAIRE

CD 621.1/.2 (282)

Popescu, V. : **L'aménagement hydroénergétique Someș**

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 3–8

CD 621.1/.2 : 681.14

Diacon, A., Seteanu, I. et *Popa, R.* : **Modèle linéaire — nonlinéaire d'optimisation hydroénergétique à court terme**

Les auteurs présentent un modèle mathématique linéaire — nonlinéaire pour l'optimisation de l'exploitation à court terme d'un système hydroénergétique du type cascade, en utilisant un algorithme de programmation linéaire combiné avec un procédé d'optimisation non-conditionnée d'une fonction-objectif non-linéaire. Les critères généraux d'optimisation et l'ensemble de restrictions y sont indiqués. On décrit l'algorithme d'optimisation non-conditionnée, on vérifie le programme de calcul en langage FORTRAN—IV pour une situation concrète et on en présente les résultats.

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 9–16

CD 621.311.2 : 628.543.9

Mihăileanu, C., Ardeleanu, Fl. et. a. : **Etudes sur le comportement thermique des cours d'eau sous l'influence des eaux chaudes rejetées des centrales thermiques**

On présente les résultats des études effectuées sur le problème des eaux rejetées des centrales thermiques dans les cours naturels d'eau. On indique des relations et abaques relatifs à la détermination de la capacité de refroidissement des cours naturels d'eau.

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 16–21

CD 621.311.25 ; 621.186.004.15

Athanasovici, V., Răducanu, C. et *Valea, E.* : **Optimisation des régimes de la chaleur fournie par les centrales à production combinée chaleur/force pour le chauffage urbain**

L'article analyse les effets du réglage qualitatif-quantitatif sur le fonctionnement des centrales combinées chaleur/force pour le chauffage urbain, tenant compte des pertes minimales de chaleur aux consommateurs — dues au surchauffage — et de la consommation d'énergie pour le pompage. Le régime optimal de la chaleur fournie par les centrales est établi en fonction de la structure de la consommation de chaleur pour tous les consommateurs urbains et des avantages du réglage mixte qualitatif-quantitatif par comparaison au réglage qualitatif.

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 22–24

CD 621.311.25 : 621.185.004.7

Ionescu-Siseşti, D. et *Cinski, E.D.* : **Utilisation de la chaleur résiduelle ou non-utilisée des centrales thermiques**

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 25–26

CD 621.31 : 681.14

Crisciu, H., Neagu, V. et *Radu, I.* : **Méthodologie et algorithme pour l'emplacement optimal des postes de transformation dans l'ensemble des schémas d'alimentation et distribution de l'énergie électrique afférents aux gros consommateurs industriels**

L'étude décrit une nouvelle méthode d'emplacement optimal des postes de transformation dans l'enceinte de gros consommateurs industriels par la minimisation des pertes de la puissance active. La méthode utilisée est itérative et s'appuye sur une procédure de séparation et évaluation progessives.

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 27–34

CD 621.31.005

Burdeți, D. : **Amélioration des schémas de signalisation aux postes de 210 MW pour la croissance de la fiabilité et de la sélectivité**

Energetica 24 (1976), no. 1, p. 35–39

CONTENTS

DC 621.1/.2 (282)

Popescu, V. : **The Hydropower development Someș**

Energetica 24 (1976), nr. 1, 3–8

DC 621.1/.2 ; 681.14

Diacon, Al., Seteanu, I. and *Popa, R.* : **Short-term hydropower linear — non-linear optimization model**

A mathematic linear — non-linear short-term operation optimization model is presented for a cascade hydropower system using a linear programming algorithm combined with a non-conditioned optimization procedure of an objective non-linear function. The general optimization criteria and the restrictions set is indicated. The non-conditioned optimization algorithm is presented, while the computation program in FORTRAN—IV is checked on a concrete case, presenting the results.

Energetica 24 (1976), nr. 1, p. 9–16

DC 621.311.2: 628.543.9

Mihăileanu, C., Ardeleanu, Fl. a.o.; **Thermal behaviour studies of rivers under the influence of hot thermal power plant discharges**

The results of the studies carried out upon the problem of hot discharge from thermal power plants in natural river courses are presented. Relations and abacusses are given regarding the natural waters cooling possibilities.

Energetica 24 (1976), nr. 1, p. 16–21

DC 621.311.25 ; 621.186.004.15

Athanasovici, V., Răducanu, C. and *Valea, E.* : **Heat delivery optimization from combined heat and power plants**

The effects of qualitative-quantitative control upon the operation of the combined heat and power plants are analysed considering the minimal heat losses at users — by superheating — and the energy used for pumping. The optimal heat delivery state from plants is set up considering the heat consumptions structure for all urban users as well as the advantages of mixed qualitative-quantitative control as compared to the qualitative control.

Energetica 24 (1976), nr. 1, p. 22–24

DC 621.311.25: 621.185.004.7

Ionescu-Siseşti, D. and *Cinski, E. D.* : **Use of residual or not used thermal power plants heat**

Energetica 24 (1976), nr. 1, p. 25–26

DC 621.31 ; 681.14

Crisciu, H., Neagu, V. and *Radu, I.* : **Methodology and algorithm for the optimum placement of transformer stations within the electricity supply and distribution circuits, in the vicinity of big industrial users**

A new method regarding the optimal placement of transformer stations inside big industrial users by minimization of the active power losses is des ribed. The method used here is an iterative one and is based on a progressive separation and evaluation procedure.

Energetica 24 (1976), nr. 1, p. 27–34

DC 621.31.005

Burdeți, D.: **Improvements of the signalizing circuits of 210 MW units for the increase of reliability and selectivity**

Energetica 24 (1976), nr. 1, p. 35–39

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

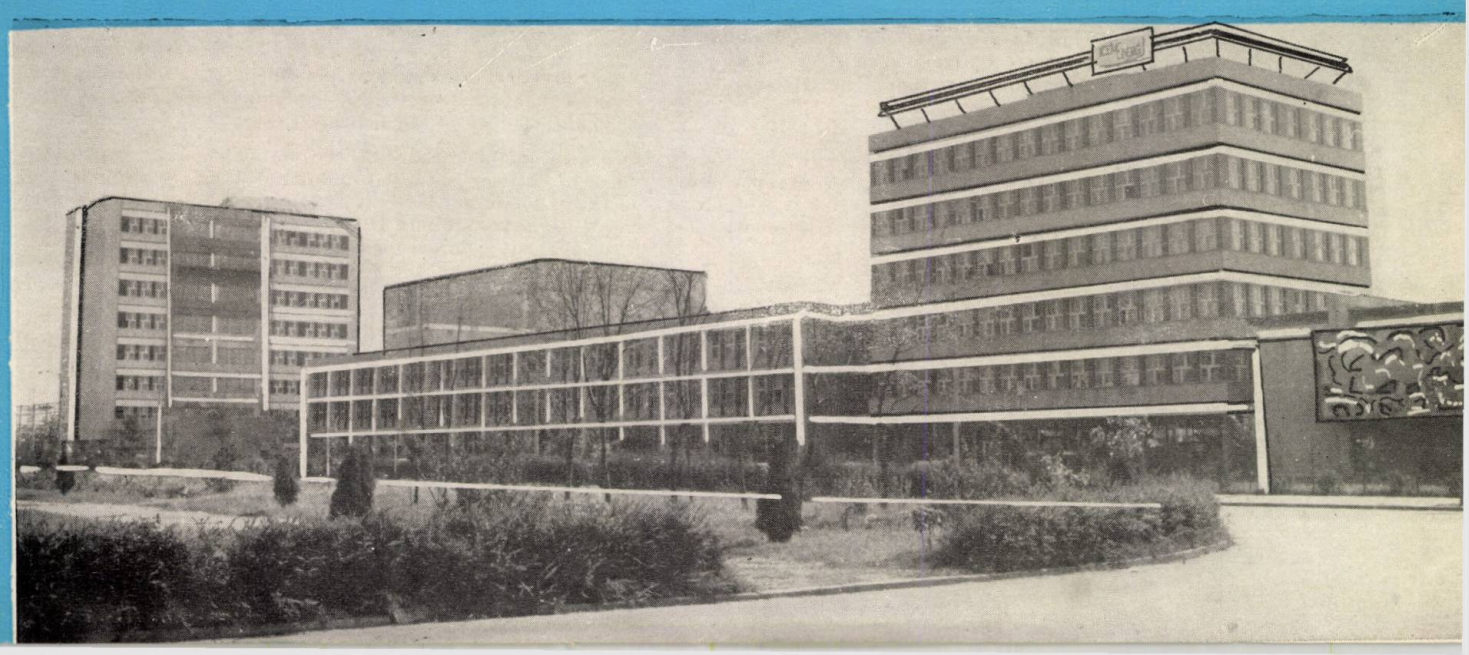
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



1976 JUN 04

E 2039

energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREȘTI
FEBRUARIE 1976

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

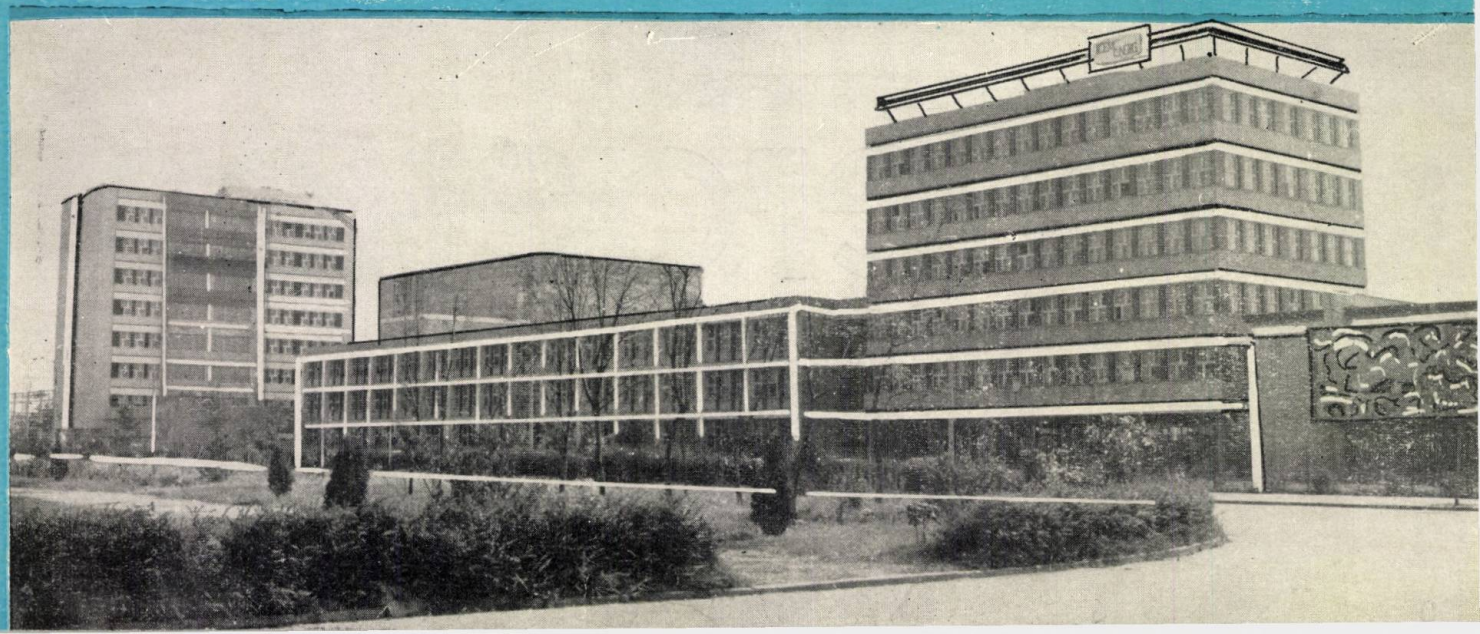
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 2 Februarie

Cuprinsul

		Pag.
Fl. Ardeleanu, Al. Măruță și *C. Stere*	**Aspecte ale difuziei termice la interacțiunea dintre curenții de apă caldă proveniți de la centralele termoelectrice și cursurile naturale de apă în care sînt evacuați**	45—47
R. Popescu, D. Mirescu, N. Bițã, P. Matei și *T. Dragomir*	**Experimentări privind îmbunătățirea arderii gazelor**	48—50
V. Athanasovici, E. Valea și *C. Răducanu*	**Consumul de căldură pentru prepararea apei calde și economicitatea funcționării sistemelor de termoficare urbană**	50—55
D. Ionescu-Sisești, St. Georgescu, T. Ionescu și *T. Dumitrescu*	**Rezistența la abraziune a conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă. Îmbătrînirea, rezistențele mecanice și inflamabilitatea**	55—59
P. Dinescu și *Gh. Cosma*	**Grinda mobilă triplă pentru măsurarea debitelor cu moriști hidrometrice**	59—63
ENERGETICA PESTE HOTARE		
* * *	**Conferințe și studii recente privind direcțiile principale ale cercetării în S.U.A. în domeniul sistemelor electroenergetice**	64—70
CRONICĂ		
* * *	**Consfătuirea energeticienilor „Valorificarea cu randamente și efecte superioare a surselor de energie existente și posibilități de utilizare a surselor noi de energie"**	71—76

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

Aspecte ale difuziei termice la interacțiunea dintre curenții de apă caldă proveniți de la centralele termoelectrice și cursurile naturale de apă în care sînt evacuați

Dr. ing. **Florica Ardeleanu**,
dr. ing. **Al. Măruță**
și ing. **C. Stere***)

În studiul încălzirii termice a emisarilor naturali datorită apei calde evacuate de la termocentrale, o atenție specială trebuie acordată evoluției curenților calzi în interacțiune cu curenții reci ai emisarului. În funcție de scopul propus (aspectul ecologic al emisarului, probleme de regenerare termică a apei după încălzire sau de realizare a recirculării cu un debit cald de amestec), este necesar să se realizeze o anumită evoluție a curentului cald după evacuarea în emisar. Astfel, experiența de pînă acum duce la ideea că (spre deosebire de alte tipuri de reziduuri ce pot schimba calitatea apei naturale), din punctul de vedere al păstrării echilibrului ecologic al emisarului, nu apare indicată realizarea unui amestec între curentul rece și curentul cald, ci evoluția lor paralelă, respectiv realizarea omogenizării termice a cursului de apă la o oarecare distanță de la punctul de debușare. Soluția este de deosebit interes, în special dacă se are în vedere caracterul fluctuant al temperaturii apei evacuate, dependentă de variațiile de sarcină ale termocentralelor, și care este mai dăunător faunei acvatice decît o temperatură ridicată, dar cvasiconstantă în timp. Existența curentului cald alături de cel rece permite peștilor un mai mare grad de adaptabilitate). Pentru stimularea regenerării termice a emisarului după încălzire este, de asemenea, indicată o evoluție separată a curenților (dar nu oricum, ci cu asigurarea unei stratificări a curentului cald la suprafața apei), însă pentru scopuri de recirculare este necesar în schimb un amestec complet al apei calde cu apa emisarului la temperatura naturală.

Pentru obținerea efectului dorit al evoluției curentului cald după evacuare în emisar, este necesară o bună cunoaștere a fenomenelor hidraulice și termice în aval de punctul de evacuare și a modului de condiționare a lor de către geometria construcțiilor de evacuare.

1. Aspectul teoretic general al problemei

Se presupune o schemă ca în figura 1, în care un curent cald cu temperatura T_{c0} și un debit Q_{c0} debușează de-a lungul unui front B_{c0} și sub o sarcină $h_{c0} + Z_{c0}$ într-un curent de apă rece de debit Q_{R0} și temperatură T_R, cu parametrii geometrici și hidraulici ai curgerii B_{R0}, h_R, Z_R. Se presupune mișcarea permanentă și

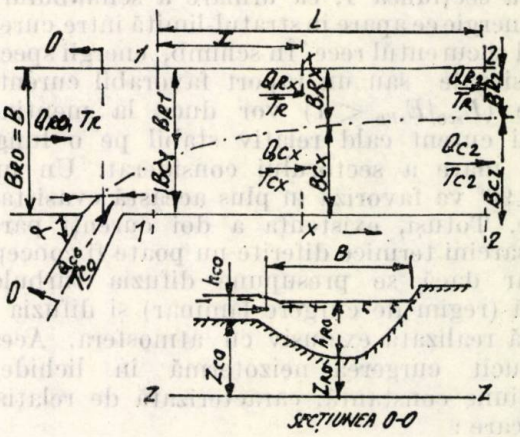


Fig. 1. Schema de calcul a evoluției unui curent cald într-un emisar natural.

uniformă pe sectorul 1—2 luat în considerare. Se consideră de asemenea că temperatura T_R nu se modifică de-a lungul sectorului considerat ($T_R = T_e$ — temperatura de echilibru a apei emisarului corespunzătoare schimbului termic nul cu mediul), iar pentru temperatura apei calde există relația $T_{c0} > T_{cx} > T_{c2}$, cauzată atît de amestecul cu apă rece la temperatura T_R, cît și de schimbul de căldură cu mediul. Devine evidentă existența relațiilor :

$$Q_{R0} > Q_{R2}$$

$$(\gamma_c\, Q_c)_0 < (\gamma_c\, Q_c)_2 \tag{1}$$

$$Q_{R0} + \frac{1}{\gamma_R}(\gamma_c\, Q_c)_0 = Q_{R2} + \frac{1}{\gamma_R}(\gamma_c\, Q_c)_2.$$

Evoluția celor doi curenți pe sectorul 1—2 cuprinde aspecte atît termice cît și hidraulice (difuzia termică, difuzia turbulentă), dar situația în secțiunea 1 este în mod determinant influențată de condițiile hidraulice și geometrice ale curgerii în dreptul punctului de evacuare. Se pot scrie în esență relațiile :

$$\left(\frac{B_C}{B_R}\right)_1 = f\left[\left(\frac{Q_c}{Q_R}\cdot\frac{h_c + Z_c}{h_R + Z_R}\cdot\frac{B_c}{B_R}\right)_0, \alpha\right] \tag{2}$$

$$\left(\frac{Q_c}{(h_c + Z_c)\, B_c}\right)_0 \cdot \left(\frac{(h_R + Z_R)\, B_R}{Q_R}\right)_0 = \left(\frac{v_c}{v_R}\right)_0 \tag{3}$$

Aspectul energetic este aici important, întrucît nu influențează numai condițiile la limită în secțiunea 1, ci și procesul de amestec de-a lungul (cel puțin) primei părți a sectorului 1—2. O energie specifică a curentului cald superioară

*) Dr. ing. Florica Ardeleanu este cercetător științific principal la ICEMENERG; dr. ing. Al. Măruță este conferențiar la Institutul de construcții București; ing. C. Stere este șef de lucrări la Institutul de construcții București.

energiei specifice a curentului rece în dreptul debuşării ($E_{sc0} > E_{sR0}$) va duce nu numai la micşorarea raportului $(B_R/B_c)_1$ — poate pînă chiar la realizarea unui amestec complet ($B_{R1} = 0$), dar va accelera procesul de amestec după secţiunea 1, ca urmare a schimbului util de energie ce apare în stratul-limită între curentul cald şi curentul rece. În schimb, energii specifice cvasiegale sau un raport favorabil curentului rece ($E_{sc0}/E_{sR0} < 1$) vor duce la menţinerea unui curent cald relativ stabil pe o lungime mai mare a sectorului considerat. Un unghi $\alpha < 90°$ va favoriza în plus această cvasistabilitate. Totuşi, existenţa a doi curenţi paraleli cu sarcini termice diferite nu poate fi concepută chiar dacă se presupune difuzia turbulentă nulă (regim de curgere laminar) şi difuzia termică realizată exclusiv cu atmosfera. Aceasta întrucît curgerea neizotermă în lichide cu secţiune constantă, caracterizată de relaţia de mişcare :

$$\frac{1}{\gamma}\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left(Z + \frac{\alpha v^2}{2g} + h_r\right) = 0 \qquad (4)$$

şi de relaţia de continuitate

$$G = \gamma A v = \text{const.}, \qquad (5)$$

este analoagă curgerii permanente gradual variate cu nivel liber, respectiv cu relaţiile :

$$H_x = h_x + \frac{\alpha v_x^2}{2g} \qquad (4')$$

$$Q = h_x B v_x \qquad (5')$$

Or, doi curenţi paraleli de neuniformităţi diferite nu pot coexista. Orice tendinţă în această direcţie se traduce prin apariţia unei pante transversale curgerii de la un curent către altul, care stimulează în mod suplimentar procesul de întrepătrundere, fie printr-un amestec lent care păstrează cîmpul izotermelor practic vertical, fie printr-o stratificare a curenţilor (fig. 2).

O ultimă remarcă asupra curenţilor stratificaţi termic. Apariţia curenţilor calzi la suprafaţa apei este perfect explicabilă pentru cazul evacuării lor în lacuri ($v = 0$), datorită diferenţei de densitate. Dar această diferenţă este foarte mică, astfel încît, dacă ambii curenţi au energii specifice practic egale, diferenţa de densitate nu constituie singura explicaţie.

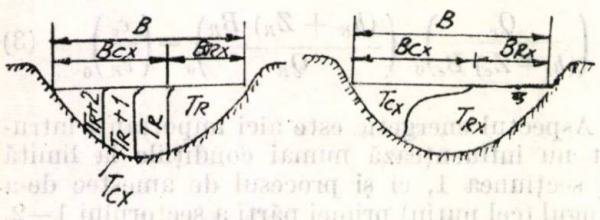


Fig. 2. Modul de evoluţie a curentului cald în secţiunea x.

Din compararea relaţiilor (4) şi (5) cu relaţiile (4') şi (5') se poate deduce că la pantă egală curenţii calzi caută cîmpul vitezelor maxime, care se situează de regulă la suprafaţa apei şi în apropierea axului curgerii. Aşa se explică, de exemplu, rezultatele măsurătorilor efectuate la CTE Deva.

2. Problema curenţilor cu cîmp vertical de izoterme

Se pleacă de la ecuaţia cu derivate parţiale de tip parabolic, a transferului de căldură în coordonate fizice (cu termen liber neconservativ) :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \left(\frac{\chi}{c} D\right)_x \cdot \frac{1}{\rho}\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \left(\frac{\chi}{c} D\right)_y \cdot \frac{1}{\rho}\frac{\partial^2 T}{\partial y^2} - u(x, y)\frac{\partial T}{\partial x} - v(x, y)\frac{\partial T}{\partial y} - \lambda(x, y)\, T \qquad (6)$$

în care : $T(x, y, t)$ reprezintă temperatura ; $\chi(x, y, T)$ — respectiv $c(x, y, T)$ reprezintă conductivitatea termică, respectiv căldura specifică a apei ; $D(x, y)$ — coeficientul de difuzie ; ρ — densitatea apei ; λ — coeficient de degradare (regenerare) termică.

Problema fizică reprezentată de interacţiunea a doi curenţi purtători de valori termice diferite se constituie matematic prin următoarea alcătuire de bază :

a) Ecuaţia guvernantă (1) a procesului de transfer termic, scrisă sub formă adimensională :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \sigma x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \sigma y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} - \Omega x \frac{\partial T}{\partial x} - \Omega y \frac{\partial T}{\partial y} - T, \qquad (7)$$

în care :

$$\sigma_x = \left(\frac{\chi}{c} D\right)_x \frac{1}{\rho}\frac{\lambda}{B^2} T_{0,1}^2$$

$$\sigma_y = \left(\frac{\chi}{c} D\right)_y \frac{1}{\rho}\frac{\lambda}{B^2} T_{0,1}^2$$

$$\Omega_x = \frac{u}{B} T_{0,1}$$

$$\Omega_y = \frac{v}{B} T_{0,1}$$

$$T_{0,1} = \frac{B^2}{b \cdot u_1} \text{ — mărime de referinţă cu dimensiune [s] } (b, u_1 \text{ — referitori la injecţia calorică}).$$

Valorile T, t, x, y din relaţia (7) sînt adimensionale.

b) Domeniul de valabilitate al ecuației (7) este reprezentat prin relația :

$$R_{(x,y)} \cdot (t \geqslant 0),$$

în care regiunea de mișcare $R_{(x,y)}$ se constituie într-un dreptunghi cu următoarea dezvoltare :

$$R_{(x,\,y)} : [(0 \leqslant x \leqslant N) \cdot (0 \leqslant y \leqslant 1),$$

în care $N = 1, 2, 3, 4, \ldots\ldots$

c) Condițiile la limită sînt :

$\frac{amonte}{x = 0}$ — tip Dirichlet,

$$T(0,\ y,\ t) = T_{0x1}$$

$$T(0 \leqslant x \leqslant x_1,\ 0,\ t) = T_{0y}$$

$$(T_{0y} > T_{0x})$$

$\frac{aval}{(x = N)}$ — $T\,(N,\ y,\ t) = T_{0x2}$, căreia i se asociază o condiție suplimentară (tip Neuman) : $\frac{\partial T}{\partial x} = 0.$

d) Condițiile inițiale sînt date sub formă liniară, în orice caz în dezvoltare monotonă.

Schema de principiu a domeniului este dată în figura 3.

Se caută soluția procesului staționar. Se adoptă o metodă în diferențe finite pentru

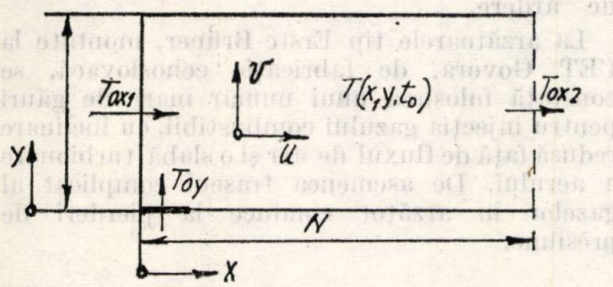


Fig. 3. Schema de calcul pentru evoluția a doi curenți purtători de valori termice.

dezvoltarea ecuației (1) într-o manieră indirectă, conform unei interpretări de tip Lagrange a mișcării.

Termenii derivativi de ordinul I—II în raport cu spațiul sînt dezvoltați în schema centrată, iar derivata temporală este trecută în diferențe finite prin dezvoltare înainte. În final se obține o relație explicită de forma :

$$\{X^{n+1},\ Y^{n+1}\} = f\,(X_j^n,\ X_{j-1}^n,\ X_{j+1}^n,\ Y_j^n,\ Y_{j-1}^n,$$
$$Y_{j+1}^n,\ \Delta t\ const.) \qquad (8)$$

Se admite o condiție de convexitate pentru Δt ca fiind suficientă pentru stabilirea procesului numeric, aceasta fiind mult mai complexă fizic în raport cu condițiile obișnuite impuse pașilor de timp și spațiu din metoda directă.

Condiția este totodată mult mai accesibilă și în orice caz impune variația pasului de timp Δt în raport cu integrarea spațială a ecuației (7).

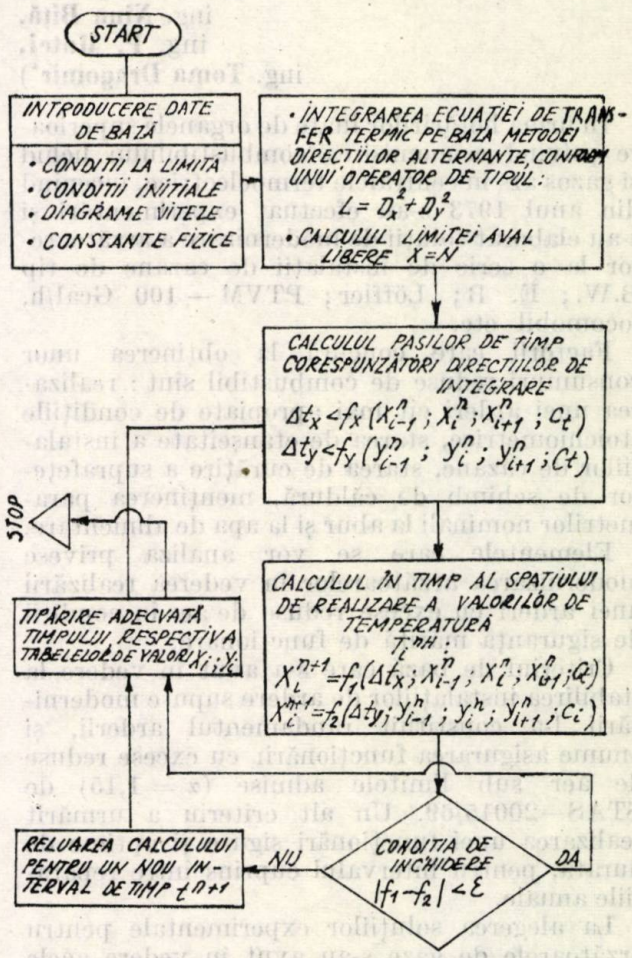


Fig. 4. Schema logică generală a programului.

Algoritmul de dezvoltare a metodei propuse permite atît calculul profilului staționar de temperatură pe domeniul dat cît și — pe baza unor valori măsurate ale diagramelor de viteze și temperatură — calculul coeficienților de difuzie reali pe tronsonul de canal studiat.

Metoda este programată în limbaj FORTRAN, pe un calculator IRIS—50. Schema logică generală este dată în figura 4.

3. Considerații cu caracter aplicativ

Metoda indicată la pct. 2 permite trasarea rapidă a cîmpului izotermelor în cazul evoluției lor verticale. Coeficienții de difuzie stabiliți teoretic se pot corecta pe baza rezultatelor măsurătorilor de teren în curs de realizare. Este de asemenea în studiu posibilitatea redării grafice directe a rezultatelor prin calculator.

Experimentări privind îmbunătățirea arderii gazelor

Ing. **R. Popescu**,
tehn. **D. Mirescu**,
ing. **Nina Biță**,
ing. **P. Matei**,
ing. **Toma Dragomir***)

În urma hotărîrilor luate de organele superioare privind economisirea combustibilului lichid și gazos ars în centralele termoelectrice, începînd din anul 1973 s-au efectuat experimentări și s-au elaborat soluții de modernizare a arzătoarelor la o serie de instalații de cazane de tip B.W.; E. B; Löffler; PTVM — 100 Gcal/h, locomobil etc.

Factorii care concură la obținerea unor consumuri reduse de combustibil sînt: realizarea unei arderi cît mai apropiate de condițiile stoichiometrice, starea de etanșeitate a instalațiilor de cazane, starea de curățire a suprafețelor de schimb de căldură, menținerea parametrilor nominali la abur și la apa de alimentare.

Elementele care se vor analiza privesc modernizarea arzătoarelor în vederea realizării unei arderi cu excese reduse de aer în condiții de siguranță mărită de funcționare.

Criteriul de bază care s-a avut în vedere la stabilirea instalațiilor de ardere supuse modernizării l-a constituit randamentul arderii, și anume asigurarea funcționării cu excese reduse de aer sub limitele admise ($\alpha = 1{,}15$) de STAS—20015/69. Un alt criteriu a urmărit realizarea unei funcționări sigure și optime de durată, pentru intervalul cuprins între reparațiile anuale.

La alegerea soluțiilor experimentale pentru arzătoarele de gaze s-au avut în vedere acele variante care din calcule au rezultat că asigură condițiile optime de omogenizare a amestecului verificate prin unghiul de incidență al celor două jeturi, locul și adîncimea de pătrundere a jetului de gaz, numărul de găuri de injecție a gazului, raportul secțiunii ocupate de cele două jeturi etc.

În cele ce urmează se vor prezenta deficiențele constatate la arzătoare tip Balcke-Bochum, IBZKG, AGP, Fieger, Erste-Brüner, soluțiile propuse și verificate în instalațiile de cazane și rezultatele obținute.

1. Deficiențe funcționale și constructive

Arzătoarele de tip Fieger realizate în varianta cu aer cald insuflat sub formă de flux central și periferic și gaze combustibile injectate în jeturi paralele sau ușor înclinate față de fluxul de aer realizează o flacără lungă, radiantă, cu zone întunecoase către capăt, la un coeficient al excesului de aer $\alpha = 1{,}24$. Încercările de a reduce coeficientul excesului de aer conduc la o lungire a flăcării care spală ecranele din spate și apar nearse chimice.

Arzătoarele de tip Fieger realizate în varianta cu aer aspirat sub formă de flux central și periferic și gaze combustibile injectate în jeturi paralele sau ușor înclinate față de fluxul de aer realizează, la fel, o flacără radiantă, lungă, la un coeficient al excesului de aer egal cu 1,55. Încercările de reducere a excesului de aer conduc la înrăutățirea grosolană (fum la coș) a arderii.

Parametrii scăzuți ai combustibilului ($p = 500$ mm H_2O) și comburantului ($p = 20$ mm H_2O) la intrarea în arzător de asemenea nu permit să se asigure performanțe ridicate de ardere.

La arzătoarele de tip TLMACE, Balcke-Bochum de fabricație cehoslovacă sau AGP (tip vechi), de la cazane PTVM — 100 Gcal/h de fabricație Vulcan, s-a semnalat în exploatare încălzirea anormală în regiunea plăcii frontale și distrugerea ambrazurilor ca urmare a pătrunderilor de gaze în stare de ardere între zidărie și tabla frontală. Această situație a condus la înrăutățirea condițiilor de amestec și la funcționarea cu excese mari de aer. Parametrii scăzuți ai gazului (500 mm H_2O) la intrarea în arzătoarele tip Balcke de asemenea nu permit să se asigure performanțe ridicate de ardere.

La arzătoarele tip Erste-Brüner, montate la CET Govora, de fabricație cehoslovacă, se constată folosirea unui număr mare de găuri pentru injecția gazului combustibil, cu înclinare redusă față de fluxul de aer și o slabă turbionare a aerului. De asemenea traseul complicat al gazelor în arzător conduce la pierderi de presiune.

2. Soluții propuse pentru îmbunătățirea funcționării arzătoarelor. Rezultate obținute

Pentru îmbunătățirea funcționării arzătoarelor s-au propus soluții de modificări, care să poată fi executate ușor de beneficiar cu forțe proprii. S-a avut în vedere îmbunătățirea condițiilor de amestec combustibil-comburant și mărirea duratei de funcționare a arzătoarelor, fără să apară degradări ale materialului arzătoarelor.

Pentru arzătoarele tip Fieger montate la cazane tip BW și locomobil, comparativ cu situația inițială (fig. 1, *a*), soluția de modificare (fig. 1, *b*, *c*, *d*) a constat din redimensionarea orificiilor de injecție și alegerea poziției acestora față de fluxul de aer într-un mod în care să se obțină un amestec optim între cele două fluide.

După modificările aduse la arzătoare, s-a verificat funcționarea și s-a obținut un coeficient al excesului de aer de 1,045, fără nearse

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

chimice. Flacăra s-a scurtat şi şi-a schimbat caracterul radiant în semiradiant. Temperatura aburului supraîncălzit s-a menţinut la valorile nominale. Randamentul cazanului a crescut de la 83,2 la 84,5%.

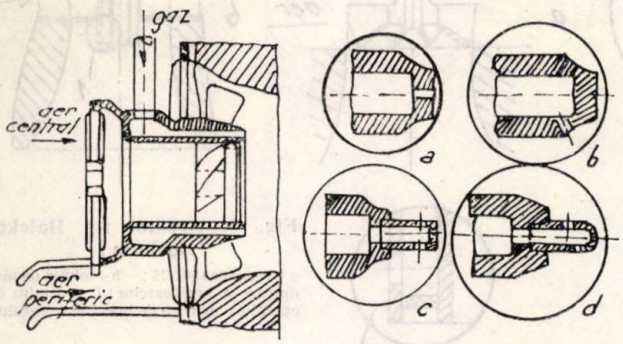


Fig. 1. Arzător tip Fieger :

a – varianta iniţială de injecţie; *b*, *c*, *d* – soluţii de modificare a injecţiei gazelor.

La arzătoarele tip AGP, montate la cazanele PTVM–100 Gcal/h, prevăzute cu un număr mare de orificii de diametru mic (fig. 2, *a*), pentru injecţia gazelor în arzător soluţia de modificare a constat în mărirea diametrului ambrazurii, redimensionarea orificiilor de injecţie şi schimbarea poziţiei acestora în fluxul de aer (fig. 2, *b*).

Probele de verificare a funcţionării după modificări au arătat că nu mai apar întoarceri ale flăcării în arzător care să ducă la distrugerea

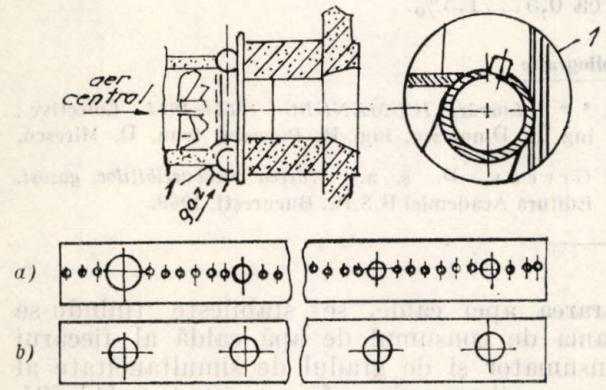


Fig. 2. Arzător tip Vulcan :

1 – detaliu de injecţie a gazelor de ardere în varianta modificată ; *a* – distribuţia orificiilor de injecţie în varianta iniţială ; *b* – distribuţia orificiilor de injecţie a gazelor în noua variantă.

ambrazurii şi flanşelor frontale. Flacăra nu atinge ambrazura şi nici suprafeţele de ecranare. Coeficientul excesului de aer s-a redus de la $\alpha = 1{,}12$ (situaţia iniţială) la $\alpha = 1{,}055$ (situaţia după modificare). Randamentul instalaţiei de cazane a crescut de la 90,38% la 91,98%.

Pentru arzătoarele TLMACE montate la cazanele IBZKG (fig. 3, *a*), modificările (fig. 3, *b*) au constat din redimensionarea orificiilor de njecţie şi schimbarea poziţiei acestora faţă de fluxul de aer. Injecţia gazelor se face în zona secţiunii minime a ambrazurii. După modificări nu s-a mai constatat încălzirea anormală a tablei peretelui frontal, iar starea ambrazurilor este foarte bună.

Coeficientul excesului de aer s-a redus de la $\alpha = 1{,}09$ (situaţia iniţială) la $\alpha = 1{,}048$ (situaţia după modificare). Randamentul instalaţiei de cazan a crescut de la 91,5% la 92,72%.

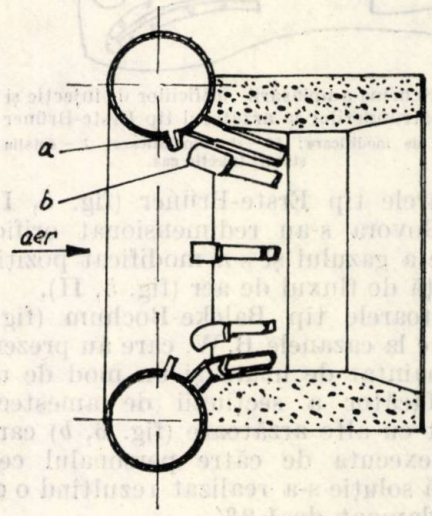


Fig. 3. Arzător TLMACE :

a – varianta iniţială de injecţie a gazelor; *b* – soluţia de modificare a injecţiei gazului.

La arzătoarele tip Balcke (fig. 4) de la cazanele de abur Löffler, s-au redimensionat duzele de injecţie pentru a se obţine o viteză mai mare de curgere a gazelor şi s-a schimbat poziţia injecţiei faţă de fluxul de aer.

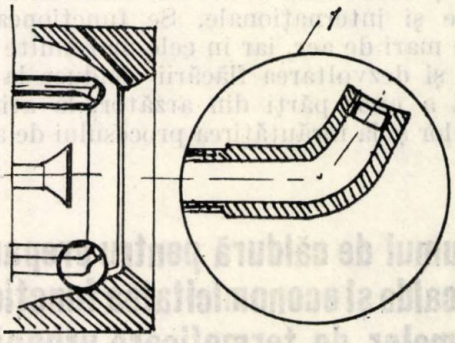


Fig. 4. Arzător tip Balcke :

1 – detaliu duză injecţie în varianta modificată.

Prin redimensionarea duzelor a fost necesar să se mărească presiunea în conducta de gaze la arzătoare. După realizarea acestor modificări, flacăra s-a scurtat, s-au îmbunătăţit condiţiile de amestec şi s-a înlăturat pericolul de deteriorare a ambrazurilor. S-a obţinut funcţionarea cu un coeficient al excesului de aer $\alpha = 1{,}15$, faţă de $\alpha = 1{,}2$ cît a fost înainte de modificări.

Pentru a se obţine o mai bună distribuţie a jeturilor de gaz în fluxul de aer şi pentru evitarea întrepătrunderii jeturilor de gaz, la

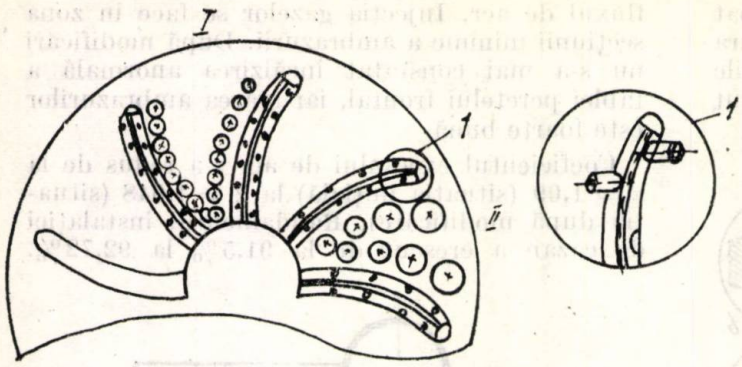


Fig. 5. Schema amplasării orificiilor de injecţie şi diagrama pătrunderilor la arzătorul tip Erste-Brüner :
I – înainte de modificare; *II* – după modificare; *1* – detaliu de execuţie; ştuţuri injecţie gaz.

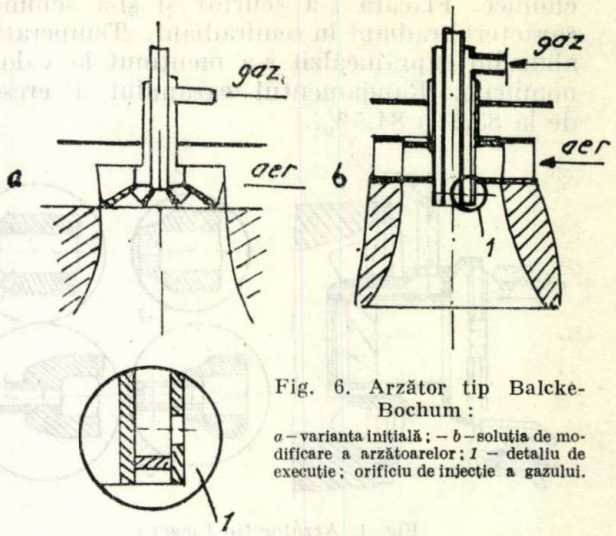


Fig. 6. Arzător tip Balcke-Bochum :
a – varianta iniţială; – *b* – soluţia de modificare a arzătoarelor; *1* – detaliu de execuţie; orificiu de injecţie a gazului.

arzătoarele tip Erste-Brüner (fig. 5, I) de la CET Govora s-au redimensionat orificiile de injecţie a gazului şi s-a modificat poziţia acestora faţă de fluxul de aer (fig. 5, II).

Arzătoarele tip Balcke-Bochum (fig. 6, *a*) montate la cazanele B.W. care au prezentat un grad înaintat de uzură şi un mod de umplere nesatisfăcător a secţiunii de amestec, s-au înlocuit cu alte arzătoare (fig. 6, *b*) care să se poată executa de către personalul centralei. Această soluţie s-a realizat rezultînd o creştere de randament de 1,2%.

Concluzii

Verificarea funcţionării unor tipuri de arzătoare (Fieger, Erste-Brüner, Balcke, Balcke-Bochum, TLMACE etc.), aparţinînd instalaţiilor de cazane de construcţie mai veche, a arătat că acestea nu asigură o funcţionare sigură şi economică la nivelul cerut de normele interne şi internaţionale. Se funcţionează cu excese mari de aer, iar în cele mai multe cazuri forma şi dezvoltarea flăcării conduce la uzura rapidă a unor părţi din arzător, la atingerea ecranelor şi la înrăutăţirea procesului de ardere.

Analiza efectuată a arătat că, avînd în vedere dotarea şi starea instalaţiilor de cazane, nu se justifică elaborarea unor soluţii de modificări ancombrante la arzătoare sau înlocuirea acestora cu arzătoare noi de construcţie modernă.

Experimentarea unor soluţii de modificări la arzătoare, uşor de executat de către beneficiar în cadrul lucrărilor anuale de reparaţii, a arătat că deficienţele menţionate se pot înlătura şi că se poate asigura o funcţionare corespunzătoare a instalaţiilor de cazane. S-au obţinut regimuri de ardere cu coeficient al excesului de aer de ordinul 1,05...1,1 şi sporuri de randament de circa 0,5...1,5%.

Bibliografie

[1] * * * *Lucrări ICEMENERG 1973–1974.* Colective : ing. C. Dinulescu, ing. R. Popescu, tehn. D. Mirescu.

[2] Grecov, D. ş. a. *Arderea combustibililor gazoşi.* Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1969.

Consumul de căldură pentru prepararea apei calde şi economicitatea funcţionării sistemelor de termoficare urbană

Ing. **V. Athanasovici**, ing. **E. Valea** şi ing. **C. Rădueanu***)

În lucrare sînt analizate aspectele consumului de căldură pentru prepararea apei calde, din punctul de vedere al consumatorilor respectivi, şi implicaţiile asupra funcţionării sistemului de termoficare, respectiv al consumatorilor pentru încălzire.

Se cunoaşte că mărimea absolută, ca şi variaţia necesarului de căldură pentru prepararea apei calde, se stabileşte ţinîndu-se seama de consumul de apă caldă al fiecărui consumator şi de gradul de simultaneitate al consumurilor maxime aferente acestora [1], [2].

Stabilirea curbelor caracteristice de consum pentru apă caldă

Pentru stabilirea unor curbe caracteristice de variaţie ale acestui consum, s-a efectuat un studiu statistic — pe bază de măsurători — pentru trei puncte termice urbane caracteristice din oraşul Ploieşti, ale căror consumuri de calcul sînt prezentate în tabelul 1.

Analiza statistică a debitelor de apă caldă (G_a) consumate s-a făcut cu ajutorul debitmetrelor înregistratoare, pentru perioada 7 august 1972 — 15 februarie 1973. Ea a constat în

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic Bucureşti.

Tabelul 1

Caracteristicile de consum ale punctelor termice

PT	Distanța de CET, km	Consumatori	Puterea termică instalată, Gcal/h			$\frac{Q_{ac}}{Q_{tc}}$
			Încălzire	Apă caldă	Total	
PT–1	10,5	1024 apartamente Dotații social-culturale	6,104	1,98	8,084	0,325
PT–6–vest	7–9	Dotații social-culturale, două grupuri școlare, un garaj, două cămine a cite 300 locuri	3,0	1,4	4,4	0,467
PT–1–vest	7–9	874 apartamente Un complex comercial	5,71	1,805	7,515	0,315

calculul valorii medii și al abaterii medii pătratice pentru consumurile orare aferente fiecărei zile din săptămînă. Selecția săptămînilor studiate s-a făcut ținîndu-se seama de perioadele de funcționare fără incidente și cele mai semnificative din punctul de vedere urmărit.

Calculele au fost efectuate cu ajutorul calculatorului IBM 1330 al Institutului politehnic București. Ele s-au făcut în ipoteza că distribuția debitelor de apă caldă este normală, deoarece fenomenele care determină mărimea acestor debite au un caracter independent, fiind egal probabile [2].

Din studiul rezultatelor astfel obținute, prezentate în tabelul 2, se trag următoarele concluzii :

1. Variația zilnică a consumului de apă caldă depinde de structura consumatorilor de apă caldă ai punctelor termice. Pentru PT cu caracter predominant urban (PT-1-nord și 1-vest), variația zilnică are aceeași alură. La aceste PT apar zilnic două vîrfuri de consum semnificative, unul dimineața între orele 6–8 și al doilea în jurul orelor 20–21. Valoarea maximă o are vîrful de seară, în afara zilei de duminică, unde valoarea maximă o are vîrful de dimineață, între orele 9–10.

Vîrful maxim săptămînal poate apărea sîmbătă seara ori duminică dimineața, valorile absolute respective fiind comparabile sau chiar mai mari duminica — cazul PT-1-nord.

La PT-6-vest cu consum social-cultural, vîrfurile de consum apar, în cursul săptămînii, în jurul orei 21, sîmbătă în jurul orei 16, iar duminică la orele 6–7.

Tabelul 2

Elementele caracteristice ale variației consumului de apă caldă

PT	Ziua	G_a^M		G_a^m		G_a^{md}	$G_{a_{sp}}^{md}$	$\frac{G_a^M}{G_a^{md}}$	$\frac{G_a^M}{G_{a_{sp}}^{md}}$	$\frac{G_a^M}{G_{a(S)}^M}$	$\frac{G_a^M}{G_{a(D)}^M}$
		ora	m³/h	ora	m³/h	m³/h	m³/h				
PT–1 nord	Luni	20	27,5	3	3,46	17,9		1,54	1,34	0,76	0,67
	Marți	20	31,9	2	2,17	20,0		1,60	1,56	0,88	0,78
	Miercuri	19	30,4	3	2,17	18,9		1,61	1,48	0,83	0,74
	Joi	21	31,5	2	2,06	19,9	20,5	1,58	1,54	0,87	0,77
	Vineri	20	31,0	2	1,25	18,5		1,68	1,51	0,85	0,76
	Sîmbătă	19	36,4	2	2,25	23,6		1,58	1,77	1,00	0,89
	Duminică	9	41,1	1	2,50	25,6		1,61	2,00	1,13	1,00
PT–1 vest	Luni	20	20,5	2	2,07	12,5		1,64	1,55	0,67	0,69
	Marți	20	21,1	2	2,18	12,8		1,65	1,59	0,69	0,71
	Miercuri	19	21,7	2	1,69	12,9		1,68	1,63	0,71	0,73
	Joi	21	20,8	2	1,54	11,9	13,3	1,75	1,57	0,68	0,70
	Vineri	20	21,0	2	1,92	12,0		1,75	1,58	0,69	0,70
	Sîmbătă	20	30,5	3	1,77	15,4		1,98	2,30	1,00	1,02
	Duminică	10	29,8	2	2,20	15,5		1,93	2,25	0,98	1,00
PT–6 vest	Luni	21	6,6	3	0,06	2,98		2,22	2,08	1,11	1,21
	Marți	21	9,0	4	0,06	3,57		2,53	2,84	1,51	1,64
	Miercuri	21	7,7	3	0,00	3,36		2,30	2,43	1,29	1,41
	Joi	21	7,5	2	0,46	3,09	3,18	2,44	2,37	1,26	1,37
	Vineri	20	7,6	4	0,09	3,03		2,50	2,38	1,27	1,38
	Sîmbătă	16	6,0	4	0,54	3,51		1,70	1,88	1,00	1,09
	Duminică	6	5,5	1	0,22	2,75		1,99	1,72	1,92	1,00

Observații : G_a^M , G_a^{md} , G_a^m reprezintă debitul orar maxim, mediu și minim de apă ; $G_{a_{sp}}^{md}$ – debitul orar mediu săptămînal ; $G_{a(S)}^M$, $G_{a(D)}^M$ – debitul orar maxim al zilei de sîmbătă, respectiv duminică.

2. În toate cazurile, golurile de consum corespund perioadei de noapte, între orele 24—4 consumul fiind practic nul.

3. Consumul mediu zilnic de apă caldă (G_a^{md}) reprezintă, în medie, 60% din consumul maxim zilnic, pentru zilele de luni-vineri, iar pentru sîmbătă și duminică scade pînă la 50%. Dacă se ia în considerare consumul mediu săptămînal $G_{a_{sp}}^{md}$ procentele respective cresc la 60 — 65%.

4. Vîrfurile de consum de sîmbătă sau duminică sînt în medie cu 12—14% mai mari decît cele din restul zilelor săptămînii.

În urma acestor constatări se poate considera că în cursul săptămînii apar trei tipuri de curbe caracteristice pentru consumul de apă caldă aferente zilelor de lucru luni-vineri, zilei de sîmbătă și, respectiv, duminică.

numite „curbe caracteristice de livrare", prezentate în figura 2.

Aceste curbe corespund regimului continuu de alimentare cu căldură pentru apa caldă, în afara orelor de noapte 0—4, din puncte termice fără acumulare. Ele au ca bază de raportare consumul mediu săptămînal și trebuie să asigure în orice moment necesarul de căldură pentru apa caldă, chiar dacă în anumite momente ar depăși valorile ce rezultă din curbele caracteristice de consum, prezentate în figura 1.

Efectul consumului de căldură pentru apa caldă asupra încălzirii s-a studiat avîndu-se la bază ecuațiile de reglaj ale sarcinii termice urbane stabilite în [3]. Din aceste ecuații

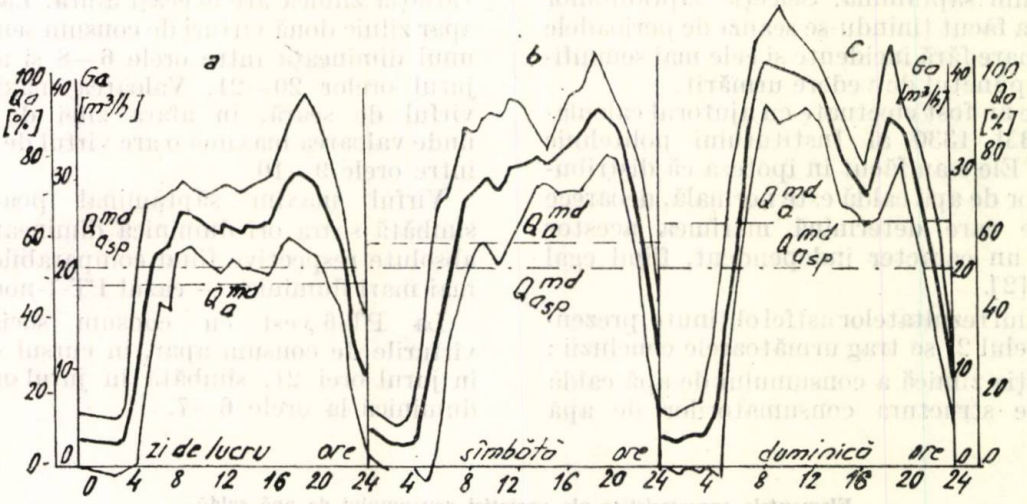


Fig. 1. Curbele caracteristice ale necesarului de apă caldă, în zilele de luni-vineri (*a*), sîmbătă (*b*) și duminică (*c*):
——— valori medii statistice; ——— abaterea medie pătratică a valorilor medii.

Din analiza rezultatelor statistice privind abaterea medie pătratică, se constată că se poate considera drept curbă caracteristică aceea rezultată pe baza valorilor medii, cu o probabilitate în intervalul valorii medii ± abaterea medie pătratică de 68,3%. Alura acestor curbe este prezentată în figura 1.

Livrarea din CET a cantității de căldură necesară pentru consumatorii de apă caldă nu poate urmări însă integral alura curbelor din figura 1. Din aceste motive, pentru reglarea centralizată a sarcinii termice [3], se propune ca livrarea căldurii pentru apa caldă să fie făcută urmărind o curbă în trepte — înfășurătoarea curbelor caracteristice din figura 1,

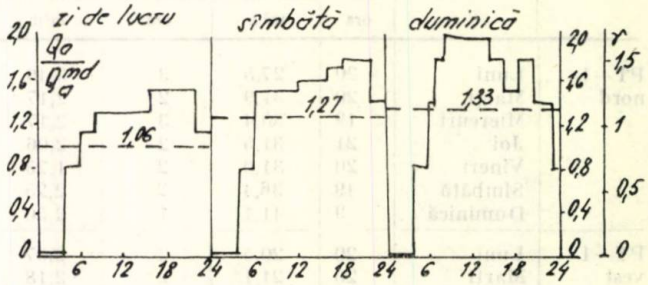


Fig. 2. Curbele caracteristice de livrare a căldurii pentru apa caldă:
– – – valoarea medie zilnică a curbelor caracteristice de livrare.

rezultă următoarea relație de calcul a valorii relative a cantității de căldură aferentă încălzirii:

$$\bar{Q}_i = \frac{\dfrac{\bar{Q}_i^r}{t_{3c}-t_{4c}} - \gamma\,\varkappa_s\,\rho_T\dfrac{\gamma\,\varkappa_s\rho_T\varepsilon_{aI}}{t_{12}-t_8}\,t_8 + t_i\left(\dfrac{\gamma\,\varkappa_s\,\rho_T\,\varepsilon_{aI}}{t_{12}-t_8} - \dfrac{1}{t_{3c}-t_{4c}}\right)}{\dfrac{1}{\varepsilon_p} + (t_{6c}-t_{7c})\left(\dfrac{1}{\varepsilon_i}-1\right)\left[\dfrac{1}{t_{3c}-t_{4c}} - \dfrac{\gamma\,\varkappa_s\,\rho_T\,\varepsilon_{aI}}{\bar{Q}_i^r\,(t_{12}-t_8)}\right] - \dfrac{\gamma\,\varkappa_s\,\rho_T\,\varepsilon_{aI}\,(t_{3c}-t_{4c})\,(1-\varepsilon_p)}{\bar{Q}_i^r\,\varepsilon_p\,(t_{12}-t_8)}},$$

în care

$\bar{Q}_i$ este valoarea relativă a sarcinii termice pentru încălzire, avînd relaţia de definiţie $\bar{Q}_i = Q_i/Q_{ic}$ (Q_{ic} — valoarea de calcul);

$t_1 \ldots t_{12}$ — temperaturile apei în diferitele puncte ale sistemului de termoficare urban, conform figurii 3

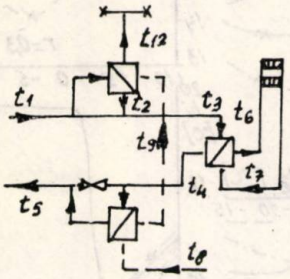


Fig. 3. Schema de principiu a punctului termic.

(indicele c corespunde regimului de calcul);

ε_i ε_p, ε_{aI} — caracteristica termică adimensională a schimbătoarelor de căldură pentru încălzire — la consumator, respectiv din punctul termic — la racordarea indirectă, şi pentru treapta I de preparare a apei calde în PT — pentru PT cu două trepte-serie. Valorile acestora s-au calculat conform indicaţiilor din [3];

ρ_T — coeficient ce caracterizează structura consumului termic urban, conform relaţiei: $\rho_T = Q_a^{md}/Q_{ic}$;

$\varkappa_s$ — coeficient ce ţine seama de suplimentul de debit de apă din reţea, necesar PT pentru ca la creşterea consumului de apă caldă la valoarea medie — avută în vedere la dimensionarea PT şi la calculul debitelor de apă din reţea — consumul de căldură pentru încălzire să nu se diminueze sensibil; $\varkappa_s = 1{,}2$ [4];

γ — valoarea relativă la un moment dat a sarcinii termice pentru apa caldă, $\rho = Q_a/1{,}2\ Q_a^{md}$;

r — coeficient de reglaj ($0 \leqslant r < 1$), conform [3];

t_i — temperatura interioară a incintei încălzite, în °C.

Temperatura interioară t_i se calculează ţinîndu-se seama de caracteristicile termofizice ale incintei încălzite, cu relaţia:

$$t_i = \frac{\bar{Q}_i\, Q_{ic} + B\, t_e + B_{m22}}{B + B_{m21}}\ [°C], \quad (2)$$

unde B, B_{m22} şi B_{m21} sînt coeficienţi ce ţin seama de caracteristicile termofizice ale clădirii considerate [3]. În calcule, valorile lui B, B_{m22} şi B_{m21} corespund unei clădiri cu pereţii exteriori din trei straturi — beton armat interior, beton celular autoclavizat şi beton armat exterior — pentru o cameră cu un singur perete exterior, la un etaj curent. Viteza considerată a vîntului a fost 6 m/s ($B = f(v) = 40{,}186$; $B_{m21} = 198$ şi $B_{m22} = 3503{,}75$);

t_e — temperatura exterioară momentană, în °C.

Valoarea de calcul a necesarului de căldură pentru încălzire s-a calculat cu relaţia următoare, conform indicaţiilor din [3]:

$$Q_{ic} = t_{ic}(B + B_{m21}) - Bt_{ec} - B_{m22}\ [\text{kcal/h}], \quad (3)$$

unde t_{ic} şi t_{ec} sînt valorile de calcul (+ 20°C, respectiv −15°C) ale temperaturii interioare, respectiv exterioare.

Deoarece relaţia (1) se rezolvă prin iteraţii, pentru calcule s-a folosit calculatorul electronic FELIX C−256.

Elementele folosite în calcule au fost:
$t_{3c} = 150°C$; $t_{4c} = 80°C$; $t_{6c} = 95°C$; $t_{7c} = 75°C$; $t_{12} = 50°C$; $t_8 = 10°C$, iar pentru t_1 s-a folosit ecuaţia recomandată în [3], ţinînd seama de $\bar{Q}_i$.

Calculele au fost efectuate ţinîndu-se seama de următoarele variabile independente:

$$\rho_T = 0{,}1 \div 0{,}3; \quad r = 0 \div 0{,}4;$$

$$t_e = (-15) \div (+10)°C; \quad \gamma = 0 \div 2.$$

Se menţionează, conform [3], că $r = 0$ corespunde reglajului calitativ al sarcinii termice urbane, iar $0 < r < 1$ corespunde unui reglaj mixt, calitativ-cantitativ, conform relaţiei $\overline{W} = \bar{Q}_i^r$ [3], unde $\overline{W} = W/W_c$ este echivalentul termic relativ al apei în apă.

Din calcule rezultă următoarele:

1. Temperatura interioară, respectiv debitul de căldură pentru încălzire, este influenţată de cota de consum de căldură pentru apa caldă, γ, în special pentru valori ale structurii sarcinii termice $\rho > 0{,}1$ şi ale coeficientului de reglaj $r > 0{,}1$. În aceste condiţii, odată cu variaţia temperaturii exterioare, temperatura interioară scade chiar sub limitele minime admise de 18°C (limită demonstrată în [3]), aşa după cum rezultă din figura 4 *a*.

2. Pentru cazul în care $\rho < 0{,}1$, temperatura interioară scade sub valoarea de 18°C numai pentru $r > 0{,}2$ la $t < +5°C$, atunci cînd consumul de apă caldă (γ) depăşeşte valoarea 0,5, după cum rezultă din figura 4 *b*.

3. La reglajul calitativ ($r = 0$), valoarea relativă a consumului pentru apa caldă nu influenţează debitul de căldură aferent încălzirii, independent de structura sarcinii termice ρ (fig. 4).

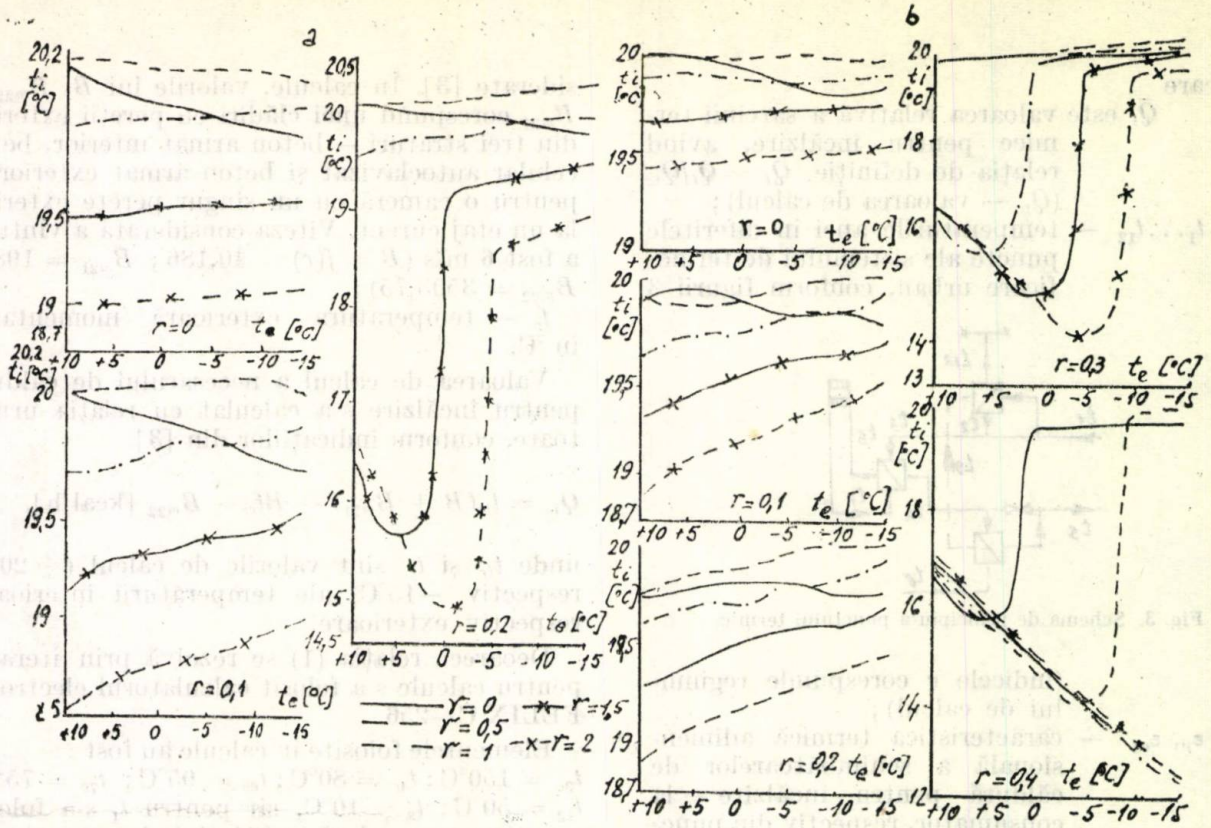


Fig. 4. Variaţia temperaturii interioare în funcţie de temperatura exterioară şi mărimea consumului de apă caldă γ; *a*) $\rho = 0,2$; *b*) $\rho = 0,1$

—— $\gamma=0$; – – – $\gamma=0,5$; – · – $\gamma=1$; —*— $\gamma=1,5$; —*—*— $\gamma=2$

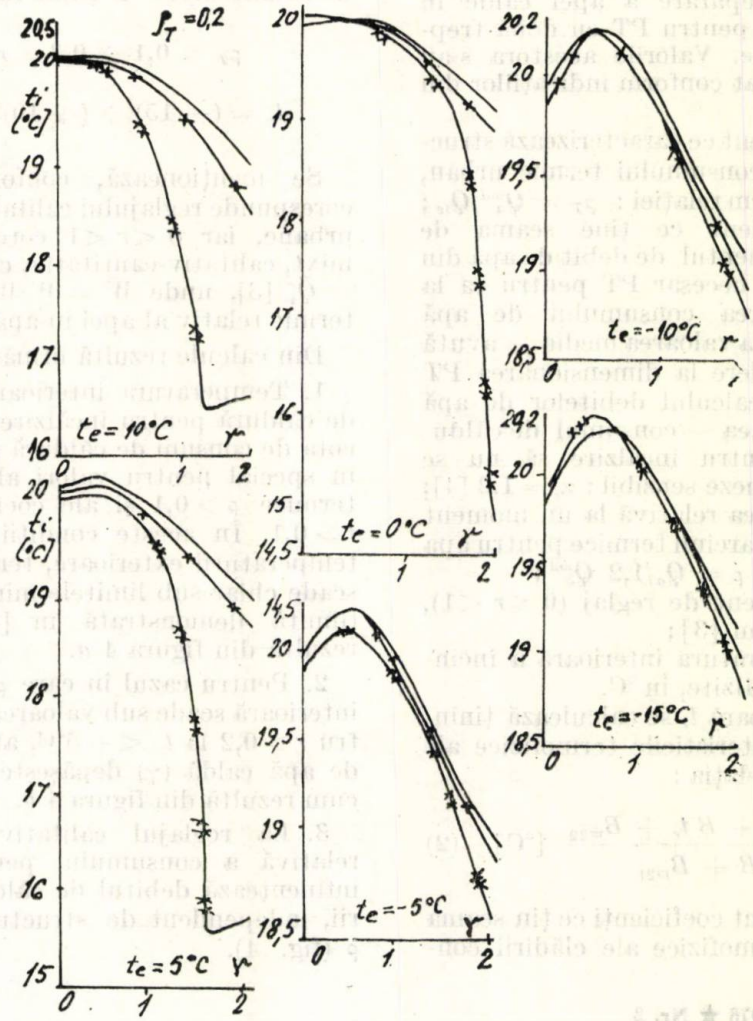


Fig. 5. Variaţia temperaturii interioare în funcţie de consumul de apă caldă γ pentru diverse temperaturi exterioare şi $\rho_T = 0,2$:

—— $r = 0$; —*— $r = 0,1$; —**— $r = 0,2$.

4. Temperatura interioară poate depăși valoarea de calcul (20°C) atunci cînd sarcina relativă de consum pentru apa caldă $\gamma \leqslant 0{,}5$, după cum rezultă din figura 5.

Analizînd în paralel curbele caracteristice de livrare a consumului de căldură pentru apa caldă (fig. 1 și 2) cu cele de variație ale temperaturii interioare datorită acestui consum (fig. 4 și 5) rezultă că, deoarece γ este în cea mai mare parte din timpul zilei mai mare de 0,5, temperatura interioară va oscila în jurul valorii de calcul. Oscilațiile respective vor fi negative și vor influența nefavorabil consumul de căldură pentru încălzire, numai pentru temperaturi exterioare coborîte, simultan cu coeficienții de reglaj $r > 0{,}1$, adică simultan cu reducerea sensibilă a debitului de apă în rețea.

În concluzie deci, în cazul aplicării unui reglaj calitativ-cantitativ, nu se recomandă micșorarea debitului de apă din rețea decît odată cu creșterea temperaturii exterioare. Dar chiar și în aceste condiții, reducerea debitului trebuie făcută după un coeficient de reglaj maxim $r_{max} = 0{,}2 - 0{,}25$, adică pentru: $\overline{W} = \sqrt[4]{\overline{Q}_i}$.

În cazul reglajului calitativ, în condițiile actuale de dimensionare ale PT și cu surplusul de debit de apă din rețea considerat, de 20 % ($\varkappa_s = 1{,}2$), consumul de căldură pentru apă caldă nu influențează, practic, deloc microclimatul interior al încăperilor încălzite.

Din cele expuse rezultă concluzia că livrarea sarcinii termice în sistemul de termoficare urbană trebuie să țină seama de metoda — graficul — de reglaj adoptat, de tipul încăperilor încălzite și de condițiile atmosferice exterioare, în special în cazul reglajului mixt. În acest din urmă caz trebuie adoptată o astfel de lege de variație a debitului de apă în rețea, corelată cu regimul termic respectiv, încît să satisfacă condițiile de confort și siguranță în alimentarea cu căldură, impuse de consumatori.

Bibliografie

[1] Dumitrescu, L. *Instalații sanitare pentru asambluri de clădiri.* Editura tehnică, București, 1970.

[2] Dumitrescu, L. *Stabilirea debitelor de calcul pentru instalațiile de alimentare cu apă, pe baza calculului probabilistic.* A VI-a Conferință de instalații, Sinaia, octombrie 1972.

[3] Athanasovici, V. *Contribuții privind reglarea livrării căldurii la consumatorii urbani cu inerție termică normală, în condițiile din R. S. România.* Teză de doctorat, Institutul politehnic București, 1974.

[4] Sokolov, E. Ia. *Teplofikația i teplovie seti.* Energhiia, Moscova, 1963.

Rezistența la abraziune a conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă; îmbătrînirea, rezistențele mecanice și inflamabilitatea

Dr. ing. **D. Ionescu-Sisești**,
ing. **Șt. Georgescu**,
ing. **T. Ionescu**,
ing. **T. Dumitrescu***)

Tuburile din poliester armat cu fibre de sticlă, executate pe bază de rășini sintetice, se folosesc îndeosebi pentru transportul lichidelor agresive. Calitățile lor multiple și greutatea foarte redusă fac ca aceste materiale să poată fi folosite, cu adaptarea corespunzătoare a tehnologiei, și în următoarele scopuri:

— conducte de presiune pentru apă rece și caldă, hidrotransport, transport de lichide vîscoase și gaze;

— tubulatură pentru foraje, puțuri, stîlpi de linii electrice și port-steag, antene, turle și schele de susținere;

— rezervoare;

— cutii, carcase, panouri izolatoare, elemente de acoperiș etc.

Experiența mondială, destul de redusă în privința folosirii conductelor pentru lichide agresive și apă rece, este și mai redusă pentru tubulaturi și celelalte utilizări, dar rezultatele de pînă în prezent se dovedesc corespunzătoare.

Din punct de vedere economic, în toate țările, inclusiv în România, conductele din poliester folosite pentru lichide agresive s-au dovedit net avantajoase față de conductele metalice sau din alte materiale. Pentru celelalte folosințe, deși există unele exemple interesante de utilizare a poliesterului armat, totuși prețurile acestor produse sînt încă nestabilizate, ceea ce necesită analize tehnico-economice în fiecare caz și perioadă. În țara noastră aspectele conjuncturale de prețuri la oțel și rășini vor fi hotărîtoare pentru dezvoltarea unor astfel de utilizări.

În perioada 1971—1973, fostul ICENERG a întreprins studii și cercetări cu bune rezultate privind rezistențele hidraulice și unele rezistențe mecanice ale tuburilor de poliester armat, studii care au fost prezentate la sesiunea de comunicări științifice din octombrie 1973 a institutului [1], [3], împreună cu o trecere în revistă a sortimentelor, rezistențelor chimice etc. În continuare, actualul ICEMENERG și-a

*) Autorii lucrează la ICEMENERG: Dan Ionescu-Sisești este cercetător științific principal, șef de laborator; Ștefan Georgescu, Teodor Ionescu și Teodorina Dumitrescu sînt cercetători științifici principali.

propus să completeze cunoaşterea acestor tuburi în vederea folosirii lor în primul rînd la hidrotransportul cenuşilor şi zgurilor, care pun probleme speciale de :

— abraziune, avînd de-a face cu material de transportat foarte abraziv ;

— îmbătrînire, ţinînd seama că conductele vor fi amplasate în aer liber ;

— rezistenţe mecanice, ştiind că conductele vor fi amplasate pe stîlpi ;

— inflamabilitate, întrucît conductele vor fi montate în zone cu pericol de incendiu.

Rezistenţa la abraziune

Fenomenul de abraziune interioară, manifestat prin zgîrierea sau exfolierea peretelui, se datoreşte lunecării şi rulării particulelor, în special saltaţiei lor producătoare de impact. Amploarea acestui fenomen depinde în principal de:

— factori externi : viteza, duritatea şi mărimea granulelor, concentraţia, caracterul lubrifiant al lichidului, panta şi curbura conductei ;

— factori interni : rezistenţa la abraziune, inclusiv gradul de îmbătrînire ;

— factorul timp.

Deoarece nu există un criteriu absolut pentru măsurarea rezistenţei la abraziune, la tuburi se foloseşte în toate laboratoarele de cercetări criteriul relativ, adică se determină rezistenţa la abraziune a materialului respectiv în comparaţie cu rezistenţa unui material cunoscut, ca, de exemplu, metalul.

S-a ajuns la următoarele concluzii :

— materialele folosite curent la construcţia tuburilor se împart, din punctul de vedere al abraziunii, în materiale puţin rezistente (azbocimentul, betonul), rezistente (masele plastice, ca, de exemplu, PVC, poliesterul armat) şi foarte rezistente (oţelul) ;

— la experienţe efectuate cu o durată de 24 ore [4], s-a constatat că materialele puţin rezistente prezintă valori de peste zece ori mai mici decît oţelul, iar materialele rezistente de circa trei ori mai mici.

că rezistenţa la abraziune este mai mică cu 1,7—1,8 ori decît a oţelului, ceea ce înseamnă că rata de schimbare a tuburilor de poliester standard va fi cu 70—80% mai mare decît a tuburilor metalice. Acest rezultat este interesant, întrucît tuburile standard sînt dimensionate pentru agenţii chimici şi se poate găsi o formulă superioară de răşină pentru a asigura stratului de uzură o rezistenţă mai mare la abraziune, eventual superioară oţelului.

Îmbătrînirea

La masele plastice, inclusiv la poliesterul armat, îmbătrînirea se manifestă în principal prin „fluaj", care reprezintă creşterea alungirilor în timp, la menţinerea constantă a sarcinii, respectiv prin „relaxare", care reprezintă reducerea sarcinii în timp, dacă se păstrează constantă alungirea.

Această îmbătrînire este accelerată de umiditate, temperatură şi în special de razele ultraviolete.

Factorul de fluaj K se defineşte astfel :

$$K = \frac{E_0}{E_{50}},$$

în care

E_0 este modulul de elasticitate actual, determinat la temperatura mediului ambiant pe probe saturate cu apă ;

E_{50} — modulul de elasticitate probabil după 50 de ani, în ipotezele următoare : saturat, temperatura mediului ambiant şi determinat prin extrapolare după încercări cu durată variabilă.

Factorul de fluaj are valori diferite în funcţie de tipul şi direcţia solicitărilor, avînd în vedere anizotropia, şi anume :

$K = 1{,}5$ la eforturi transversale ;

$K = 2—2{,}5$ la eforturi axiale.

Comparativ cu PVC, la care factorul de fluaj atinge valori de 20, se constată că la poliester valorile sînt foarte reduse.

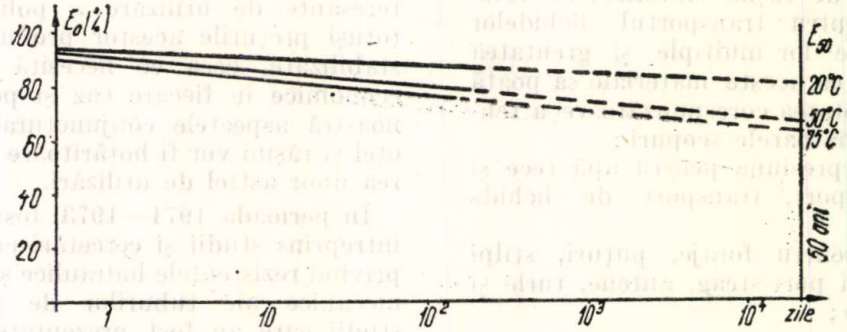


Fig. 1. Fluajul tuburilor din poliester.

Cercetările întreprinse de ICEMENERG şi de o firmă americană asociată cu firma producătoare de tuburi din poliester [5] au stabilit

La temperaturi mai ridicate (50°C, 75°C), valoarea E_0 scade şi creşte factorul de fluaj K (fig. 1).

În privința relaxării, se dă un exemplu de modificare a curbei $\sigma = f(\varepsilon)$ în funcție de timpul după care se face încercarea (fig. 2), (0,1 h, 1 h,..., 50 ani).

Se constată că dacă păstrăm constantă alungirea, rezistența scade, iar alungirea se

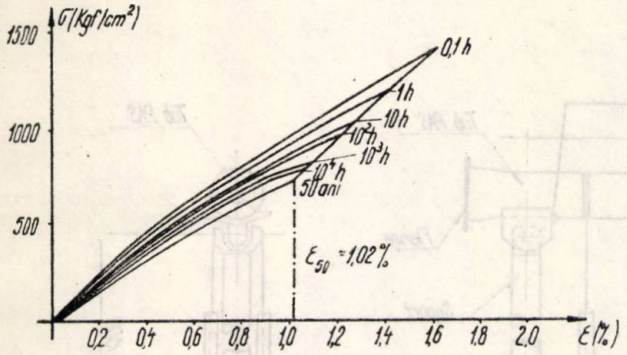


Fig. 2. Relaxarea tuburilor din poliester.

reduce dela 1,6 pînă la 1% după 50 de ani. În cadrul cercetărilor ce se efectuează de către ICEMENERG în colaborare cu INCERC, se studiază îmbătrînirea și prin metode nedistructive, analizînd efectele îmbătrînirii accelerate produse de o serie de cicluri de raze ultraviolete, umiditate etc. asupra vitezei de propagare a oscilațiilor ultrasonice și asupra frecvenței proprii.

O altă formă de îmbătrînire, similară oboselii, poate lua naștere la eforturi oscilante, care se manifestă la conductele din poliester prin apariția picăturilor după un foarte mare număr de cicluri (150.10^6).

Rezistențele mecanice

În prospectele fabricilor pentru tuburi din poliester se dau unele date privind rezistențele mecanice de tracțiune și încovoiere, dar nu și rezistențele la șoc și forfecare și nici efectul temperaturiior scăzute și ridicate asupra acestor rezistențe. Din aceste motive, s-au impus cercetări de rezistențe mecanice după metodele clasice, cu unele adaptări, pentru a se obține datele care lipsesc și totodată pentru a se verifica datele din prospect.

Din examinarea rezultatelor cercetărilor întreprinse pînă în prezent de ICEMENERG în colaborare cu INCERC [6], prezentate în tabelul 1, se desprind următoarele :

— rezistențele la tracțiune au valori care confirmă calitățile acestui material, dar unele rezultate se situează sub cele din prospect;

— rezistențele la încovoiere axială scad cu temperatura, nu însă în proporția scăderilor de la PVC, și de aceste scăderi trebuie ținut seama în calcul;

— rezistențele la strivire scad la unghiuri de peste 60°, ceea ce impune o alcătuire specială a reazemului pentru a evita voalarea;

— rezistențele la șoc cresc la temperaturi negative, spre deosebire de PVC, care devine casant;

— rezistențele la forfecare sînt corespunzătoare.

Pentru a stabili distanța admisibilă între reazeme în cazul pozării conductelor pe stîlpi, s-au organizat cercetări experimentale la

Tabelul 1

Rezultatele cercetărilor privind rezistențele mecanice

Felul solicitării	Felul probei	Aparatul utilizat	Rezultate
Rezistență la tracțiune axială	Epruvete	Presă Lösenhausen	304—463 kg/cm²
Rezistență la tracțiune inelară	Inel	Dispozitiv Vetroresina	605—1190 kg/cm²
Rezistență la încovoiere axială	Epruvete	Dispozitiv INCERC	t_{med}, 720—1740 kg/cm² t = 28°C, 784 kg/cm² t = 45°C, 716 kg/cm² t = 60°C, 635 kg/cm² t = 80°C, 450 kg/cm²
Rezistență la strivire inelară	Inel	Presă WPMA—VEB	α = 0°, 15 kg/cm² α = 40°, 15,7 kg/cm² α = 90°, 28—55 kg/cm²
Rezistență la șoc (rezilință)	Epruvete	Pendul Charpy	t = 24°C, 55—61 kg/cm² t = —12°C, 63—83 kg/cm² t = —20°C, 57—67 kg/cm²
Rezistență la forfecare perpendicular pe strat	Epruvete	Dispozitiv INCERC	67—65 kg/cm

ICEMENERG, folosind un stand special (fig. 3). Standul este compus dintr-un batiu pe care sînt dispuse la distanţe reglabile două suporturi verticale, prevăzute fiecare cu cîte un reazem special, pe care se amplasează tubul. Reazemul

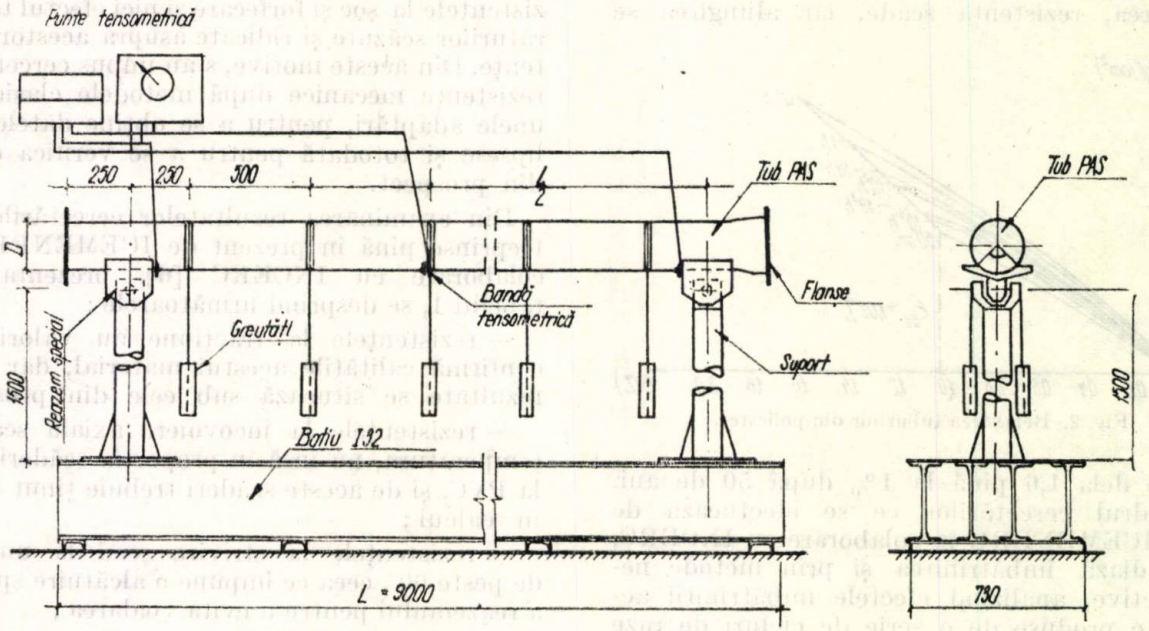


Fig. 3. Stand pentru încercarea tuburilor din poliester.

poate fi articulat, fix sau încastrat, pentru a asigura unghiuri la centru de 0, 30, 60, 90° şi lungimi de rezemare de 5—30 cm.

Încărcarea uniform distribuită sau concentrată, care simulează sarcinile de calcul, este realizată prin cabluri cu greutăţi, iar eforturile se determină prin tensometrie, după o schemă specială. Eforturile obţinute cu ajutorul acestui stand se compară cu cele rezultate din calculele de rezistenţă, iar apoi se stabilesc :

— soluţia optimă ca deschidere, unghi şi lungime de rezemare pentru diferite tipuri de îmbinări (mufă — articulat, flanşă — semiarticulat, manşonare — încastrare) ;

— formulele recomandabile pentru dimensionare ;

— eventualele modificări în tehnologia de fabricaţie a tuburilor, în sensul evitării anumitor fenomene posibile de voalare, strivire etc.

Avînd în vedere că, la înălţimi mari, costul stîlpilor de susţinere depăşeşte costul conductei,

Tabelul 2

Produsul încercat	Temperatura (°C) la duratele (minute) :						
	(°C)	5	10	15	20	25	30
Tub gol, Ø 200 $L=2$ m	În flacără	404—510	200—350	380—500	—	—	—
	Sub tub	160—250	125—150	160—675	—	—	—
	În tub	25—45	55—58	55—170	—	—	—
	Deasupra tubului	50—75	55—70	63—360	—	—	—
	Constatări	—	Început de carbonizare	Început de ardere cu flacără	—	—	—
Tub plin, Ø 200 $L = 2$ m	În flacără	440—540	550—600	300—700	450—680	450—550	500—540
	Sub tub	230—360	260—390	300—720	300—590	300—330	330—350
	Deasupra tubului	80—110	120—150	100—250	120—210	110—130	120
	Constatări	—	—	Început de formare a unei cruste de material carbonizat	Fisurarea crustei de material carbonizat	Exfolierea stratului de material carbonizat	Pierderea etanşeităţii prin apariţia picăturilor de apă pe suprafaţa tubului

cercetarea privind deschiderea optimă se justifică economic.

Inflamabilitatea

Deşi la primele încercări, efectuate pe epruvete, a rezultat că materialul se aprinde la 340°C şi că, prin urmare, este inflamabil, ICEMENERG şi-a propus să adîncească acest aspect în sensul cercetării inflamabilităţii pe tuburi în condiţii reale (cu şi fără apă la interior). Într-o cameră specială de ardere s-au încercat, în condiţii similare, două tronsoane, măsurîndu-se temperaturile în diferite puncte cu termocuple. S-au făcut examinări la fiecare cinci minute; constatările sînt redate în tabelul 2, din care rezultă că în condiţii de exploatare, adică încărcat cu apă, tubul din poliester armat cu fibre de sticlă îşi păstrează etanşeitatea timp de 25 minute în flăcări de petrol cu temperatura de 500—700°C. După acest interval de timp se constată pierderea etanşeităţii prin apariţia picăturilor de apă. Se presupune că în timp de 25 minute de la declanşarea unui incendiu, acesta poate fi stins.

Concluzii

Pînă în prezent se ştia despre conductele din poliester armat că sînt folosibile la transportul apelor agresive şi al apelor curate sub presiune. Cercetările efectuate de fostul ICENERG au dus la concluzia că aceste conducte pot fi folosite şi la hidrotransportul materiilor solide, în cazul amplasării lor subterane sau supraterane.

Prin cercetările prezentate în articolul de faţă, ICEMENERG a stabilit că aceste conducte sînt utilizabile şi în cazul amplasării lor pe estacade. Urmează acum să se stabilească în ce măsură asemenea conducte pot fi folosite şi la instalaţiile de termoficare.

Bibliografie

[1] * * * *Studii şi cercetări experimentale privind tuburile de poliester armat folosite la transportul hidraulic al materiilor solide.* Studiu ICENERG, 1971.

[2] Ionescu-Siseşti, D. *Conductele din poliester armat cu fibră de sticlă şi cîmpul lor de aplicare în ţara noastră.* În: Hidrotehnica, nr. 7, 1972.

[3] Ionescu-Siseşti, D. ş.a. *Posibilitatea de utilizare a conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă la hidrotransportul materialelor solide şi în alte scopuri.* Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice ICENERG, 1973.

[4] Rhönisch, A. şi Vollmer, E. *O metodă pentru evaluarea rezistenţei la eroziune a materialelor folosite pentru lucrările hidrotehnice.* Congres Hidrotransport 1/1970.

[5] Rudanski, A. *Caracteristici hidraulice ale tuburilor Techite.* În: Hydroscience, S.U.A., California, 1967.

[6] * * * *Cercetări experimentale asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale tuburilor din poliester armat cu fibră de sticlă.* Studiu INCERC, 1973/1974.

Grinda mobilă triplă pentru măsurarea debitelor cu morişti hidrometrice

Ing. **P. Dinescu**
şi dr. ing. **Gh. Cosma***)

Sursa principală a dificultăţilor la măsurarea debitului în secţiunea de intrare într-o turbină de mică cădere, folosind morişti hidrometrice montate pe o grindă mobilă, constă în durata măsurării, egală cu:

$$T = nt_1 + (n-1)t_2, \qquad (1)$$

în care

n este numărul de poziţii ale grinzii mobile;
t_1 — durata măsurării vitezelor în una din cele n poziţii ale grinzii mobile care poartă moriştile;
t_2 — durata deplasării grinzii de la o poziţie la alta.

După dimensiunile şi condiţiile specifice fiecărei centrale hidroelectrice, T poate ajunge de la 1 la 2 ore.

Experienţa, precum şi anumite încercări speciale dedicate acestei probleme [2] au demonstrat posibilitatea respectării distanţei regimului de curgere pe parcursul duratei T, destul de lungă. Totuşi, cu cît durata T este mai lungă, posibilitatea apariţiei perturbărilor este mai mare. Aceste riscuri sînt reduse la minimum dacă se utilizează un cadru fix. În acest caz este necesar un număr prohibitiv de morişti. Această soluţie nu intră în discuţie decît în cazul absenţei posibilităţii de utilizare a grinzii mobile (centrala este lipsită de nişa de batardou).

Autorii *) au încercat o soluţie intermediară — grinda triplă —, prezentată în articolul de faţă.

Premise

În cursul măsurătorilor de garanţie a unei turbine Kaplan, la o centrală hidroelectrică din România, debitele măsurate au valori între 20 şi 50 m³/s (turbină Kaplan, $P = 23{,}5$ MW, $H = 20$ m, fabricată de Uzinele Reşiţa din România).

*) P. Dinescu este inginer la ICEMENERG; Gh. Cosma este cercetător ştiinţific principal la ICEMENERG.

*) Concepţie ing. Paul Dinescu, supervizat şi verificat dr. ing Gh. Cosma.

Secţiunea de măsură este $A = 15{,}75$ m², numărul punctelor de măsură fiind :

$$z = 24 \div 36 \sqrt[3]{A} = 60 \div 90. \qquad (2)$$

Utilizînd un cadru fix, ar fi fost nevoie de 60—90 puncte de măsură, durata unei măsurători a debitului fiind $T = 2—5$ minute.

S-au utilizat $z = 81$ puncte de măsură repartizate pe cîte 9 verticale şi orizontale.

Utilizînd o grindă mobilă, sînt necesare 9 morişti, iar durata unei măsurători este :

$$T = 9 \times 2 + 8 \times 4 = 50 \text{ minute}$$

$$t_1 = 2 \text{ minute}$$

$$t_2 = 4 \text{ minute}$$

Dimensiunile nu prea mari ale secţiunii de măsură şi vitezele medii ($v = 1 \div 2{,}5$ m/s) au permis construcţia unei grinzi mobile triple, uşoară.

Totuşi, ansamblul constructiv al grinzii conţine elemente necesare rigidizării sale orizontale, ceea ce sporeşte îngustarea secţiunii de măsură.

În urmărirea ideii enunţate în primul capitol al acestui articol, s-a căutat posibilitatea de a da un dublu rol acestor elemente de rigidizare, şi anume de a le utiliza în această calitate, dar şi în calitate de suporturi ale moriştilor.

În această idee, grinda mobilă este constituită din trei lonjeroane orizontale — suporturi ale moriştilor, racordate la două ghidaje care asigură culisarea grinzii în nişa batardoului de la intrare.

Numărul moriştilor necesare în acest caz este :

$$z = 3 \times 9 = 27$$

şi durata unei măsurători :

$$T = 3 \times 2 + 2 \times 4 = 14 \text{ minute}$$

$$t_1 = 2 \text{ minute}$$

$$t_2 = 4 \text{ minute}$$

Amenajarea secţiunii de măsură a debitului

Fizic, secţiunea de măsură coincide cu secţiunea verticală a nişei batardoului. Figura 1 reprezintă o secţiune transversală a curgerii apei la intrarea în turbină, inclusiv spectrul liniilor de curent.

Unghiul β între viteza reală v_r şi normala la secţiunea de măsură variază între 6° şi 20°. Ecartul :

$$\beta_{max} - \beta_{min} = 14° \qquad (3)$$

permite să se adopte un unghi θ constant, pentru amplasarea moriştilor, adică direcţia vitezei măsurate v_m :

$$\theta = 15°,$$

În această situaţie, unghiul α, între viteza măsurată v_m şi proiecţia v_n pe normala secţiunii de măsură, variază :

$$\alpha = -5° \div +9°.$$

Deci utilizarea moriştilor autocompozante permite un calcul riguros al vitezei v_n în fiecare poziţie a celor 9 orizontale ale secţiunii de măsură :

$$v_n = v_m \frac{\cos \beta}{\cos \alpha} \qquad (4)$$

Utilizarea unei grinzi triple a fost favorizată de ecartul redus $\Delta\beta = 14°$, menţionat mai sus.

În figura 2 este redată o schiţă axonometrică a construcţiei grinzii triple utilizate.

Mişcarea sa verticală a fost asigurată cu ajutorul instalaţiei centralei prevăzută pentru manevrarea batardoului.

Măsurători şi analiza lor numerică

Figura 3 reprezintă schiţa de principiu, cu cele trei poziţii succesive ale grinzii mobile, în timpul unei măsurători, I, II, III. Nu intrăm acum în detaliile cunoscute ale calculului debitului.

S-au măsurat şapte debite, şi anume :

$$Q_1 = 19{,}700 \text{ m}^3/\text{s}$$
$$Q_2 = 28{,}751 \text{ m}^3/\text{s}$$
$$Q_3 = 34{,}076 \text{ m}^3/\text{s}$$
$$Q_4 = 37{,}842 \text{ m}^3/\text{s}$$
$$Q_5 = 40{,}899 \text{ m}^3/\text{s}$$
$$Q_6 = 47{,}392 \text{ m}^3/\text{s}$$
$$Q_7 = 48{,}491 \text{ m}^3/\text{s}$$

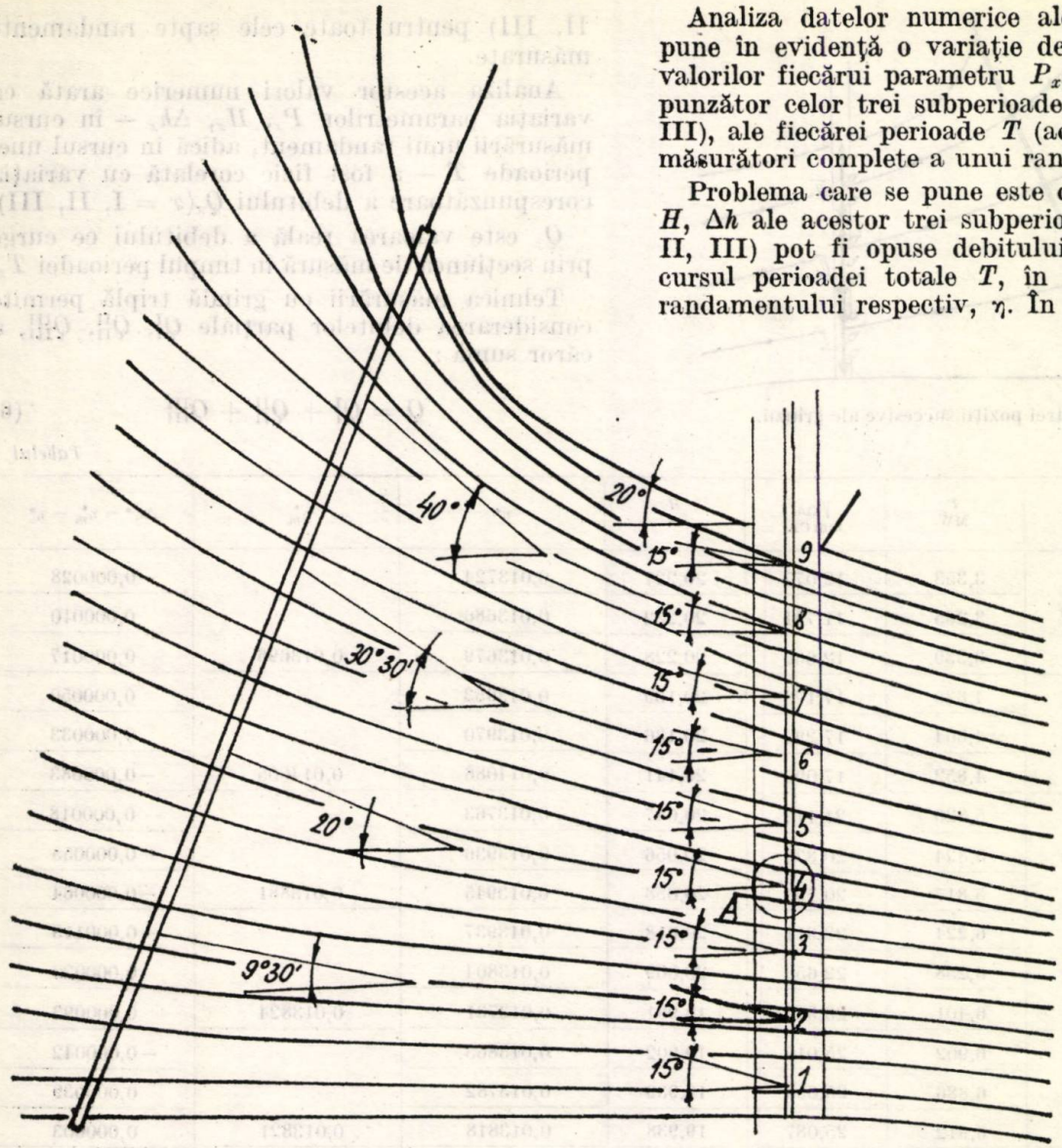
În timpul duratei T a fiecărei măsurători de debit, s-au măsurat toţi parametrii necesari calculului randamentului şi controlului calităţii lui.

Fiecare perioadă T a fost considerată ca o rezultantă de trei subperioade T_x (x = I, II, III).

Un debit oarecare nu poate fi calculat decît pe o perioadă T completă. Media celorlalţi parametri — P, H, Δh (diferenţa de presiune între două prize ale carcasei spirale, metoda Winter-Kennedy), poate fi calculată în acelaşi timp pentru fiecare perioadă T şi pentru fiecare din perioadele respective T_x.

Analiza datelor numerice ale măsurătorilor pune în evidenţă o variaţie de pînă la 3% a valorilor fiecărui parametru P_x, Q_x, H_x, corespunzător celor trei subperioade T_x (x = I, II, III), ale fiecărei perioade T (adică ale fiecărei măsurători complete a unui randament).

Problema care se pune este dacă mediile P, H, Δh ale acestor trei subperioade T_x (x = I, II, III) pot fi opuse debitului Q măsurat în cursul perioadei totale T, în calculul valorii randamentului respectiv, η. În acest scop s-au



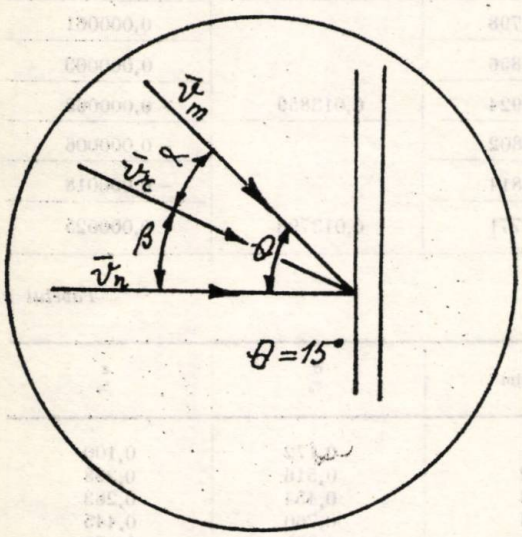


Fig. 1. Schema curgerii în zona secţiunii de măsură :

$\bar{v}_m$ – viteza măsurată; $\bar{v}_r$ – viteza reală; $\bar{v}_n$ – componenta normală a vitezei.

calculat „randamente relative" η_x^* pentru fiecare din subperioadele T_x (x = I, II, III) ale unei perioade T.

$$\eta_x^* = \frac{P_x}{h_x H_x} \qquad (5)$$

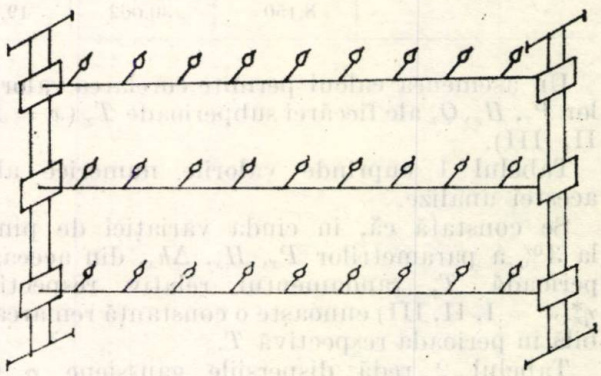


Fig. 2. Schema constructivă a grinzii triple.

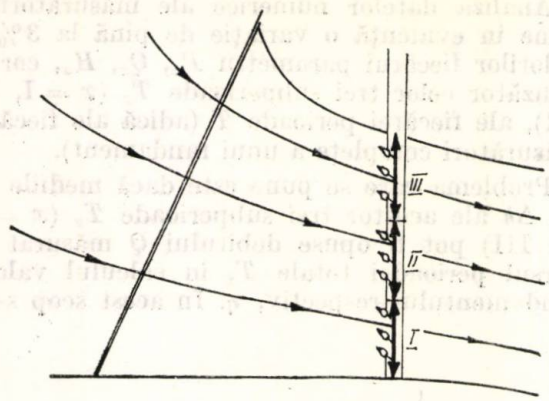


Fig. 3. Cele trei poziţii succesive ale grinzii.

II, III) pentru toate cele şapte randamente măsurate.

Analiza acestor valori numerice arată că variaţia parametrilor P_x, H_x, Δh_x — în cursul măsurării unui randament, adică în cursul unei perioade T — a fost fizic corelată cu variaţia corespunzătoare a debitului $Q_x (x = \text{I, II, III})$.

Q_x este valoarea reală a debitului ce curge prin secţiunea de măsură în timpul perioadei T_x.

Tehnica măsurării cu grindă triplă permite considerarea debitelor parţiale Q_{I}, Q_{II}, Q_{III}, a căror sumă :

$$Q = Q_{\text{I}} + Q_{\text{II}} + Q_{\text{III}} \qquad (6)$$

Tabelul 1

Regimul	Q m³/s	P MW	$\sqrt{\Delta h}$ mm CA	H m	η_i^*	η_{im}^*	$\Delta\eta_i^* = \eta_{im}^* - \eta_i^*$
1	19,700	3,353	12,077	20,227	0,013724	0,013696	−0,000028
		3,265	11,791	20,232	0,013686		0,000010
		3,339	12,066	20,228	0,013679		0,000017
2	28,751	4,826	17,173	20,139	0,013953	0,014005	0,000050
		4,864	17,292	20,136	0,013970		0,000033
		4,852	17,099	20,141	0,014086		−0,000083
3	34,076	5,826	21,113	20,047	0,013763	0,013881	0,000018
		5,824	20,839	20,056	0,013936		−0,000055
		5,817	20,795	20,058	0,013945		−0,000064
4	37,842	6,224	22,311	20,018	0,013937	0,013824	−0,000113
		6,258	22,659	20,009	0,013804		0,000020
		6,401	23,323	19,991	0,013731		0,000093
5	40,899	6,902	25,017	19,902	0,013863	0,013821	−0,000042
		6,886	25,058	19,939	0,013782		0,000039
		6,912	25,087	19,938	0,013818		0,000003
6	47,392	7,781	28,427	19,836	0,013798	0,013859	0,000061
		8,027	29,257	19,804	0,013856		0,000003
		8,107	29,645	19,793	0,013924		−0,000065
7	48,491	8,136	29,795	19,787	0,013802	0,013796	−0,000006
		8,155	29,846	19,784	0,013814		−0,000018
		8,150	30,002	19,773	0,013771		0,000025

Un asemenea calcul permite corelarea valorilor P_x, H_x, Q_x ale fiecărei subperioade T_x $(x = \text{I, II, III})$.

Tabelul 1 cuprinde valorile numerice ale acestei analize.

Se constată că, în ciuda variaţiei de pînă la 3% a parametrilor P_x, H_x, Δh_x, din aceeaşi perioadă T, randamentul relativ respectiv $\eta_x^* (x = \text{I, II, III})$ cunoaşte o constanţă remarcabilă în perioada respectivă T.

Tabelul 2 redă dispersiile gaussiene σ şi erorile medii pătratice ε ale valorilor $\eta_x^* (x = \text{I},$

Tabelul 2

Regim	σ %	ε %
1	0,172	0,100
2	0,516	0,298
3	0,454	0,263
4	0,760	0,445
5	0,295	0,170
6	0,454	0,263
7	0,159	0,092

reprezintă în același timp media :

$$Q = \frac{Q_I + Q_{II} + Q_{III}}{3} \qquad (7)$$

a debitelor totale care traversează secțiunea de măsură în fiecare din cele trei subperioade $T_x(x = \text{I, II, III})$.

Calculul, prin metode cunoscute, al debitului Q utilizează $9 \times 9 = 81$ viteze punctuale măsurate în trei subperioade $T_x(x = \text{I, II, III})$, deci include în același timp suma (6) și media (7).

Acest fapt justifică coroborarea debitului Q măsurat într-o perioadă oarecare T, cu mediile parametrilor P_x, H_x, Δh_x, măsurați în subperioadele $T_x(x = \text{I, II, III})$ pentru a calcula o valoare riguros valabilă a randamentului respectiv, η.

Figura 4 redă corelația grafică între parametrii Q și Δh din formula de debit :

$$Q = k\sqrt{\Delta h}\,. \qquad (8)$$

Ea reprezintă o verificare suplimentară a calității măsurătorilor descrise mai sus.

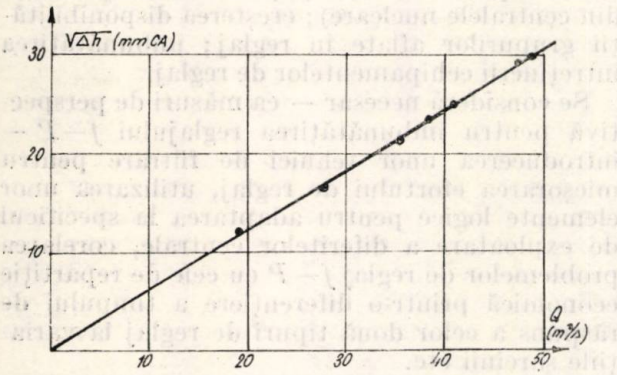


Fig. 4. Corelația $Q - \sqrt{\Delta h}$.

Discuții și concluzii

În paragrafele de mai sus s-a insistat asupra aspectelor specifice soluției noi prezentate, adică utilizarea grinzii triple.

S-a considerat că detaliile comune măsurării cu grinzi mobile sînt cunoscute.

Subliniem încă o dată faptul că cele trei lonjeroane orizontale și legăturile lor verticale asigură o îngustare a secțiunii de măsură egală sau inferioară celei a unei grinzi obișnuite simple, din cauza elementelor de rigidizare necesare acesteia din urmă.

Avantajele principale ale grinzii mobile triple provin din reducerea duratei T a fiecărei măsurători. Această reducere are drept consecințe :

— ușurarea realizării constanței regimului de funcționare a turbinei — respectiv a curgerii apei prin secțiunea de măsură — deci calitatea măsurătorilor ;

— micșorarea riscurilor de perturbații ale regimului în timpul unei măsurători, perturbații care pot duce la repetarea sa ;

— reducerea costului măsurării ca urmare a celor de mai sus.

Costul suplimentar al etalonării unui număr triplu de moriști (27 în loc de 9) este inferior diminuării costului măsurării datorită reducerii duratei lor, inclusiv a duratei perturbării normale a centralei hidroelectrice respective.

Pot fi folosite și grinzi mobile cu un alt număr de orizontale, funcție de numărul de puncte de măsură și de unghiurile spectrului curgerii. Analiza măsurătorii se va face în același mod.

Bibliografie

[1] *Măsurătorile de recepție de la o centrală hidroelectrică din România*, 1974.

[2] *Măsurarea debitului cu o grindă mobilă simplă, la turbinele unei alte centrale hidroelectrice din România*, 1965.

[3] Cosma, Gh. *La méthode des essais relatifs.* L'Energia Elettrica nr. 8, 1968.

[4] *Department of the Army North Pacific Division, Corps of engineers. Columbia River Turbine Discharge Program. Portland. Oregon, martie 1964.*

[5] *Code international concernant les essais de reception sur place des turbines hydrauliques.* CEI nr. 4, 1966.

(Articol intrat în redacție la 15 octombrie 1975)

Conferințe și studii recente privind direcțiile principale ale cercetării în S.U.A. în domeniul sistemelor electroenergetice

Ultimele două decenii au marcat o creștere importantă a interconectării sistemelor ca urmare a avantajelor ce decurg : 1) creșterea siguranței în alimentarea consumatorilor ca urmare a posibilității de utilizare de către parteneri a rezervelor de putere în timpul incidentelor; 2) creșterea economicității de funcționare prin folosirea judicioasă a diversității curbelor de sarcină.

Totodată creșterea interconexiunii poate antrena avarii generalizate deoarece incidente produse într-o anumită zonă pot conduce la efecte grave în zone îndepărtate sau chiar la avarii generalizate.

Ca urmare, a apărut un interes sporit pentru reconsiderarea unor probleme considerate clasice cum sînt : reglajul frecvență-putere — repartiția economică a sarcinii — calculul vulnerabilității. În acest sens a fost considerată oportună convocarea unei conferințe care să dezbată liniile de perspectivă ale evoluției și să definească strategia de dezvoltare a sistemelor energetice, cu participarea specialiștilor din exploatare, a unor experți din cadrul marilor corporații specializate în echipamente și automatizări și a unor reprezentanți din învățămînt.

Conferința privind „Strategii de dezvoltare a sistemelor energetice"

S-a ținut în perioada 23—28 iunie 1972 la Academia Berwick — Maine, sub auspiciile Federației Naționale de Științe și ale Comisiei privind cercetările aplicate la necesitățile naționale [1].

Ședința I a avut ca temă : „Dezvoltarea istorică și stadiul actual al practicii în domeniul funcționării sistemelor energetice". După marcarea principalelor etape ale dezvoltării comenzii sistemelor, s-au discutat probleme legate de concepția de utilizare a calculatoarelor de proces în sistemul REMVEC.

În *Ședința a II-a* s-au analizat rezultate recente privind : „Predicția de sarcină cu ajutorul seriilor de timp". În afara problemelor de prognoză, în care se evidențiază tendința introducerii elementelor legate de condițiile atmosferice, tehnicile discutate de către specialiști, ca O. J. Smith, F. C. Schweppe și K. N. Stanton, își au aplicabilitatea în estimarea stării și identificarea sistemelor.

Ședința a III-a a fost consacrată : „Tehnicilor de reglaj frecvență-putere", fiind la început trecute în revistă contribuțiile unor specialiști, ca Schleif (amortizarea proceselor oscilatorii), Quazza și Cuenod (analiza comportării sistemului energetic italian la deconectarea interconexiunilor cu Elveția), Y. N. Yu (aplicarea teoriei reglajului optimal) etc. Autori ca J. Duncan Glover de la AEP au tratat problema utilizării filtrelor Kalman și a formulării problemei reglajului $f-P$ într-o abordare a variabilelor de stare în comparație cu tratarea convențională apreciată ca asigurînd încă o rezolvare eficientă a necesităților practice. Îmbunătățirea calității reglajului se poate realiza conform experienței companiei AEP prin următoarele mijloace practice : introducerea unui număr sporit de unități generatoare (inclusiv din centralele nucleare) ; creșterea disponibilității grupurilor aflate în reglaj ; îmbunătățirea întreținerii echipamentelor de reglaj.

Se consideră necesar — ca măsuri de perspectivă pentru îmbunătățirea reglajului $f-P$ — introducerea unor tehnici de filtrare pentru micșorarea efortului de reglaj, utilizarea unor elemente logice pentru adaptarea la specificul de exploatare a diferitelor centrale, corelarea problemelor de reglaj $f-P$ cu cele de repartiție economică printr-o diferențiere a timpului de răspuns a celor două tipuri de reglaj la variațiile sarcinii etc.

Profesorul Milan Calovic, de la Universitatea Illinois, a prezentat rezultatele unor cercetări recente privind reglajul $f-P$ folosind modele liniare, descrise de ecuații diferențiale de grad superior, și utilizînd calculatoare de proces.

Profesorul Quazza și-a manifestat îndoiala privind eficacitatea unui regulator optimal la nivelul sistemului electroenergetic suprapus regulatoarelor suboptimale aflate la nivelul inferior al subsistemelor.

Dr. Schleif a făcut observații critice la adresa propunerii prezentate de profesorul Elgerd privind un regulator posedînd acțiuni corective în funcție de comportarea dinamică a sistemului energetic ; argumentarea dr. Schleif este în sensul că amortizarea oscilațiilor se poate obține într-un mod mai simplu la nivel local decît la nivel central.

La întrebarea : „Care sînt problemele imediate ale reglajului automat frecvență-putere", s-a

considerat că în exploatare există o singură problemă reală, și anume aceea a lipsei de putere. Discuțiile purtate de profesorul A. H. El-Abiad (Purdue University), dr. Ross (Leeds & Northrup) și dr. Adibi (IBM) au evidențiat aspecte colaterale legate de stabilitatea transportului la distanțe mari, analiza spectrală a curbei de sarcină și costurile legate de montarea punctelor de măsură pe liniile de interconexiune; a fost evidențiată necesitatea considerării, în ecuația de reglaj, a unui termen suplimentar proporțional cu energia de schimb.

Ședința a IV-a, condusă de J. L. Carpentier (EdF), a fost consacrată „Tehnicilor de repartiție economică" și a fost deschisă printr-o trecere în revistă a diverselor metode de dispecer economic utilizate în ultimii 25 ani. După o scurtă prezentare a elementelor principale ale metodei injecțiilor diferențiale, făcută de autorul metodei, J. L. Carpentier a introdus unele noi concepte, cum ar fi indexul (gradul) n și $n-1$ de siguranță, precum și metoda injecțiilor totale, în care se includ combinații ale metodelor Newton-Raphson, Kuhn-Tucker și tehnici de gradient.

Sînt evidențiate avantaje privind obținerea convergentei soluției, precum și dificultăți în aplicarea metodei la optimizarea rapoartelor de transformare. În discuțiile purtate, prof. Elgerd a atras atenția asupra unor aspecte noi ce intervin în problema dispecerului economic, cum sînt problemele ecologice și cele de siguranță; dr. Adibi a evidențiat deficiențele existente în ridicarea caracteristicilor de creșteri relative, precum și faptul că acestea, obținute în condiții staționare, pot introduce erori atunci cînd sînt utilizate în situațiile reale dinamice de funcționare a sistemului. Specialiștii H. H. Happ (General Electric) și L. Fink (Philadelphia Electric Co.) s-au concentrat asupra discontinuităților în caracteristicile de consum ca urmare a efectului de reglaj al supapelor turbinelor, precum și a efectului acestor discontinuități asupra repartiției optime.

G. Quazza a prezentat concluziile studiului efectuat de către comitetul CIGRE 32 privind repartiția economică, iar B. McLeod a făcut comentarii privind modul de introducere a centralelor nucleare în repartiția economică.

Ședința a V-a, condusă de prof. J. E. Van Ness și avînd ca temă „Optimizarea dinamică în dispecerul economic", a fost consacrată unei problematici relativ noi, și anume repartiția optimă a puterii pe centrale în condițiile dinamice de funcționare a sistemelor electroenergetice (de exemplu, variațiile rapide de sarcină în jurul orelor de vîrf și gol de sarcină). Cercetările se concentrează asupra elaborării unor regulatoare locale, instalate în centrale și care minimizează funcții de cost (obiectiv) cu caracteristici pătratice. Au fost discutate de specialiști, ca prof. Kwatny, Meisel, F.R. Schleif, probleme legate de utilizarea CHE, atenuarea oscilațiilor utilizînd interconexiunile în curent continuu, folosirea transformatoarelor de unghi și a bateriilor de condensatoare pentru îmbunătățirea stabilității.

Ședința a VI-a a fost consacrată problemelor de „Apreciere a siguranței", la ea participînd un număr important de specialiști, printre care W. G. Tuel, A. H. El-Abiad, A. S. Debs, O. J. Smith, F. C. Schweppe, A. M. Sasson etc.

Dintre problemele discutate se menționează: calculul predictiv al vulnerabilității; raportul om-mașină în aprecierea siguranței; orizonturile de timp: staționar, tranzitoriu — 1 — 2 s după incident, dinamic 3 s — minute; modelele matematice corespunzătoare; indici de siguranță privind încărcarea liniilor, unghiul maxim al rotorului, impedanța aparentă; recunoașterea structurilor (Pattern Recognition) în aprecierea siguranței etc.

A.S. Debs face o trecere în revistă a principalelor tehnici elaborate pînă în prezent de autori ca Schweppe, Stagg, Debs, Arriati pentru estimarea stării (E.S.) și rejectarea informațiilor eronate. Alte discuții s-au referit la problemele legate de implementarea „on-line" a estimatorului de stare, nivelul de redondanță necesar al măsurătorilor, aprecierea costului punctelor de măsură, intervalul de timp la care trebuie efectuate calculele de E. S.

Ședința a VII-a a fost consacrată problematicii „Sistemelor ierarhizate" și discuțiile au fost orientate prin raportul prezentat de prof. Mesarovic. Au fost evidențiate două concepte principale utilizate în analiza sistemelor complexe, ierarhizate, și anume: descompunerea și coordonarea. Discuțiile au evidențiat importanța teoriei sistemelor ierarhizate aplicată la problemele sistemelor electroenergetice din punctul de vedere al reducerii costului de funcționare, al existenței mai multor nivele, al siguranței.

Ședința a VIII-a, condusă de G. Quazza, s-a ocupat de problema reglajului multimodal (Multimodal Control). Raportul prezentat de H. H. Happ s-a concentrat pe următoarele probleme: modurile de funcționare a sistemului energetic; aspecte ale siguranței de sistem; ierarhizarea centrelor de comandă; reglajul automat pe mai multe nivele.

Sînt evidențiate următoarele stări de funcționare a sistemului: normal, alertă, incident, refacere. În domeniul îmbunătățirii siguranței de funcționare se desprind următoarele direcții: îmbunătățirea metodelor de colectare a informațiilor on-line; îmbunătățirea modurilor de afișare; elaborarea strategiilor corective etc.

În cadrul ședinței a fost prezentată o comunicare a dr. M. Couvreur privind reglajul adaptiv frecvență-putere și cercetările efectuate în Belgia în acest domeniu. Raportul prezentat de către prof. Yao-Nan Yu de la Universitatea British

Columbia a tratat problema stabilizării liniare optimale a sistemelor electroenergetice cu reglaj automat de stare. Chestiunile abordate tratează un domeniu interdisciplinar nou, privind reglajul optimal și problemele de sisteme energetice.

Ședința a IX-a s-a concentrat asupra problemelor de : „Descărcarea automată a sarcinii și separarea sistemului în condiții de avarii de sistem". În raportul prezentat de Arden Benson (Bonneville Power Administration) au fost abordate următoarele chestiuni : relee de frecvență ; descărcarea automată a sarcinii pe bază de dispozitive logice ; deconectarea automată a generatoarelor ; separarea sistemului ; refacerea stării sistemului etc. Aceste chestiuni sînt la granița dintre problemele de protecție și cele de analiză de sistem.

Discuțiile s-au orientat spre probleme mai noi, ca : frînarea dinamică (cu ajutorul rezistențelor) a generatoarelor ; deconectarea rapidă a defectelor înainte de apariția instabilității ; comutarea bateriilor de condensatoare pentru mărirea capacității de transport ; reglajul automat al excitației în vederea asigurării amortizării necesare. De asemenea s-au purtat discuții asupra concepției sistemelor europene și americane în domeniul descărcării automate a sarcinii.

Studiul privind obiectivele cercetării și dezvoltării în energetică — Grupa tehnică pentru energie electrică și sisteme — iulie 1972 [2]

Studiul a fost întocmit sub auspiciile Consiliului Federal pentru Știință și Tehnologie de către un grup de 12 specialiști, reprezentînd mari sisteme energetice, institute de cercetare și organe federale, și cuprinde următoarele capitole : I — Introducere ; II — Transportul la distanță în curent alternativ la supraînaltă tensiune ; III — Componente și sisteme de transport în curent continuu ; IV — Transportul în cablu ; V — Microunde și transportul prin particule ; VI — Sisteme de transport de ordinul GW ; VII — Sisteme de reglaj și automatizare.

La baza alegerii acestor domenii de cercetare și dezvoltare (R & D) au stat următoarele criterii :

— impactul potențial asupra dezvoltării sistemului energetic național pe un interval lung de timp ;

— posibilitățile apariției unor mutații tehnologice deosebite în aceste domenii ;

— efortul material deosebit pe care îl comportă aceste direcții de R & D.

De asemenea s-au considerat perspectivele pe care aceste cercetări le deschid asupra :

— reducerii consumului de energie ;

— conservării mediului înconjurător ;

— măririi economicității de funcționare.

În continuare se vor evidenția numai capitolele care prezintă un interes special pentru țara noastră.

*Transportul la distanță în curent alternativ la supraînaltă tensiune (UHV)**)

Sînt tratate problemele legate de transportul energiei electrice la supraînaltă tensiune (UHV). Se subliniază necesitatea unor preocupări proprii sectorului energiei electrice, independent de cele ale fabricilor constructoare, în domeniul încercărilor aparatajului primar.

Se recomandă elaborarea unui program de R & D în care se va acorda o atenție deosebită următoarelor probleme : corona-perturbații în domeniul frecvențelor audio, radio și TV ; efectele cîmpurilor electrostatice și magnetice ; metode de ridicare a stîlpilor și întindere a conductoarelor ; oscilațiile mecanice ale conductoarelor ; ridicarea nivelului și combaterea contaminării izolației ; lucrări de întreținere și reparații pe liniile aflate sub tensiune etc.

Sisteme de transport de ordinul GW **)

Se propune efectuarea în prealabil a unui studiu de oportunitate avînd următoarele obiective :

— stabilirea formelor cele mai adecvate de dezvoltare a rețelelor UHV corespunzător creșterii consumului ;

— justificarea realizării rețelelor de ordinul GW suprapuse rețelelor UHV ;

— considerarea a două variante de rețele GW, și anume :

— suprarețea la nivel național,

— suprarețele cu rol de verigă între diversele rețele UHV ;

— precizarea relațiilor funcționale tehnice și organizatorice între rețelele UHV și GW.

În continuarea acestui studiu de oportunitate ar urma să fie examinate o serie de probleme tehnice cum sînt :

— tipul rețelei GW (curent alternativ, continuu sau combinat) ;

— noi mijloace analitice de investigație a rețelei GW ;

— tipuri de aparataj primar ;

— automatizarea rețelei GW ;

— vulnerabilitatea rețelei GW la impulsuri electromagnetice ***), defecțiuni ale echipamentelor, acțiuni de sabotaj ;

— efectul realizării rețelei GW asupra siguranței în ansamblu a alimentării consumatorilor ;

— economicitatea rețelei GW.

Sisteme de reglaj și automatizare

Creșterea rapidă a dimensiunii și complexității sistemelor energetice creează probleme de o

*) În material se utilizează noțiunile de „Extra High Voltage" (EHV) pentru tensiuni cuprinse între 300 și 1000 kV și „Ultra High Voltage" (UHV) pentru tensiunile superioare valorii de 1000 kV.

**) GW — rețele de foarte mare putere de transport, de ordinul 10^9 W.

***) Prin impulsuri electromagnetice se consideră radiațiile produse ca urmare a detonării nucleare la mari înălțimi.

dificultate nemaiîntîlnită în domeniul reglajului şi automatizării.

De exemplu, sistemul energetic PJM acoperă consumul de energie electrică pe o suprafaţă de 50 000 mile pătrate şi are o putere instalată de circa 50% din cea a Marii Britanii. Prevederile creşterii consumului ($P_{vîrf}$) numai pentru acest sistem sînt următoarele: 1980 — 65 000 MW, 1990 — 130 000 MW, 2000 — 260 000 MW.

Sînt evidenţiate următoarele principii conform cărora urmează să se dezvolte asemenea sisteme de reglaj şi automatizare:

— Studiul sistemelor de reglaj şi automatizare trebuie considerat ca un domeniu interdisciplinar, respectiv o disciplină ce intersectează limitele organizatorice convenţionale.

— Automatizarea sistemelor trebuie avută în vedere încă în faza proiectării sistemului energetic, şi nu ca o suprapunere ulterioară.

— Dispozitivele de reglaj şi protecţie trebuie dezvoltate pe linia calculatoarelor de proces, şi nu ca transpuneri numerice ale dispozitivelor clasice.

Se recomandă studiul următoarelor domenii:

— Modelarea matematică a diverselor elemente de sistem (generatoare, sarcini, LEA, transformatoare etc.).

— Dezvoltarea elementelor de comandă şi protecţie numerică.

— Elaborarea conceptelor privitoare la teoria sistemelor complexe ierarhizate.

— Adîncirea cercetărilor în domeniul recunoaşterii structurilor (Pattern Recognition).

— Integrarea funcţiilor-obiectiv ale centralelor în funcţia-obiectiv de minimizat pe sistem în vederea obţinerii unei optimizări globale.

— Dezvoltarea noilor tehnici de reglaj adaptiv.

— Studiul stabilităţii sistemelor automate de reglaj încadrat în teoria generală a stabilităţii sistemelor neliniare; utilizarea unor metode moderne de apreciere rapidă a stabilităţii.

*

Grupa tehnică de studiu subliniază importanţa deosebită pe care o reprezintă, în condiţiile S.U.A., următoarele trei domenii de investigaţie: sisteme de transport în curent continuu; sisteme de transport de ordinul GW; sisteme de reglaj şi automatizare.

Studiul privind „Necesităţile analizei de sisteme în domeniul sistemelor electroenergetice" — Systems Control, Inc., Mai 1973.

Lucrarea a fost întocmită sub conducerea dr. J. Peshon şi constituie un studiu de oportunitate, efectuat la comanda Federaţiei Naţionale de Ştiinţe (National Science Foundation), avînd ca obiectiv stabilirea priorităţilor în diverse domenii de cercetare ale planificării şi exploatării sistemelor electroenergetice, astfel încît aceste cercetări să conducă la utilizarea optimă a resurselor energetice, minimizarea impactului asupra mediului înconjurător, mărirea siguranţei alimentării etc.

Importanţa acestui studiu este evidenţiată de participarea unor instituţii atît de reprezentative ca: American Electric Power, Boneville Power Administration, Edison Electric Institute, Massachusets Institute of Technology şi a unor specialişti ca: Robert W. de Mello, Lazlo P. Hajdu, Norris M. Peterson, K. Neil Stanton, Hermann M. Dommel etc.

Lucrarea are următoarea structură:

I — Introducere; II — Necesităţi şi oportunităţi de cercetare; III — Examinarea domeniilor de cercetare; Stadiul actual al dezvoltării în domeniul: planificării, exploatării; Realizări şi dezvoltări în domeniul mari sisteme interconectate; Tehnologia transportului; Centre de dispecer; Micşorarea efectului poluării şi a impactului asupra mediului înconjurător; Sisteme de conversie AC—DC—AC *); Coroziunea; Stadiul actual al dezvoltării unor tehnici analitice în domeniul: exploatării, planificării, cercetării; IV — Institute de cercetare şi organizaţii care patronează cercetarea — Surse de informare — Cercetări în universităţile S.U.A. — Fundaţia Naţională de Ştiinţe — Alte programe de cercetare — Cercetări în afara S.U.A.; V — Concluzii; Capacitatea de cercetare a universităţilor din S.U.A.; Oportunităţi de cercetare multi-disciplinare — Companiile de electricitate — Cooperarea între companii şi organizaţiile de cercetare — Recomandări.

În prezent analiza în domeniul sistemelor electroenergetice s-a constituit într-un domeniu multi şi interdisciplinar, cuprinzînd şi domenii ca: matematici aplicate şi calcul numeric, teoria probabilităţilor, cercetări operaţionale, teoria reglajului optimal, teoria circuitelor liniare şi neliniare, calculatoare, ergonomie, ecologie etc.

În tabelul 1 este prezentată aprecierea făcută în studiu asupra cercetărilor în domeniul sistemelor energetice. Priorităţile atribuite direcţiilor de cercetare sînt calculate după o metodologie complexă, în care sînt cuprinse următoarele criterii: impactul potenţial asupra sectorului energiei electrice, posibilitatea obţinerii unor rezultate certe, beneficiile potenţiale, existenţa unor soluţii existente etc.

Este interesant de relevat că domenii de investigaţie ca „Metodele Liapunov" sau „Recunoaşterea structurilor" (Pattern Recognition), în care se produc anual un număr mare de comunicări şi articole ştiinţifice, au căpătat, după părerea autorilor studiului, ultimul calificativ datorită slabelor şanse de a se obţine rezultate semnificative.

În tabelul 2 sînt prezentate cîteva din direcţiile de cercetare corespunzătoare primelor trei priorităţi; tabelul 3 este semnificativ

*) AC — curent alternativ; DC — curent continuu.

Tabelul 1

Necesități și oportunități de cercetare în domeniul analizei sistemelor electroenergetice

Categoria de probleme	Determinare problemei de cercetare	Prioritate *)	Comentariu
Analize de rețele și proceduri de calcul	Circulații optimale și optimizarea rețelelor	2	Există deja soluții satisfăcătoare
	Estimarea staționară a stării	3	—„—
	Analiza siguranței de funcționare în regim staționar	4	—„—
	Echivalenți de rețea	3	
	Tehnici lacunare (Sparsity Techniques)	3	Alte aplicații decît cele legate de calculul regimurilor staționare
	Simularea scurtcircuitelor	4	Soluții satisfăcătoare există
Analize legate de producerea energiei și proceduri de calcul	Necesarul rezervei de putere	2	
	Coordonarea hidro-termo	3	
	Optimizarea pornirilor-opririlor (Unit Commitment)	4	Soluții satisfăcătoare există
	Dispecerul economic	4	
Stabilitatea tranzitorie	Simularea stabilității tranzitorii	3	Dezvoltări ale procedeelor ar urma să se efectueze în cadrul exploatării
	Metode Liapunov	5	Slabe șanse de succes
	Echivalenți în stabilitatea tranzilorie	3	Cercetări în curs
	Creșterea stabilității prin reglaj discret	2	
	Creșterea stabilității prin reglaj continuu	3	
	Automatizarea sistemelor ierarhizate	2	
	Reglajul frecvență-putere	3	Îmbunătățiri ale procedeelor existente
	Studiul proceselor dinamice pe durată mare de timp	2	
	Recunoașterea structurilor (Pattern Recognition)	5	Slabe șanse de succes
Metode probabilistice	Calculul siguranței prin metode probabilistice	2	
	Utilizarea metodelor probabilistice în exploatare	3	
	Utilizarea metodelor probabilistice în planificare	2	
Prognoza	Prognoza curbei de sarcină pe termen scurt	3	
	Prognoza curbei de sarcină la noduri pe termen scurt	2	
	Prognoza curbei de sarcină pe termen lung	1	
Reducerea sarcinii	Reducerea sarcinii în exploatare	1	
	Reducerea sarcinii în planificare	1	
Planificarea dezvoltării	Planificarea dezvoltării optimale a rețelei de transport	2	
	Planificarea dezvoltării optimale a centralelor electrice	2	
	Planificarea dezvoltării liniilor de interconexiune la mare distanță	1	

1 — excelent; 2 — foarte bine; 3 — bine; 4 — acceptabil; 5 — slab.

Tabelul 2

Necesităţi şi oportunităţi de cercetare

Prioritatea	Denumirea problemei de cercetare
Excelent (1)	Dispecerizarea producerii energiei electrice cu minimizarea efectului nociv asupra mediului înconjurător Producerea distribuită a energiei electrice Prognoza curbei de sarcină pe termen lung Interconexiuni la mare distanţă
Foarte bine (2)	Circulaţii optimale de putere şi optimizarea reţelelor Creşterea stabilităţii prin reglaj discret Automatizarea sistemelor ierarhizate Calculul siguranţei prin metode probabilistice Planificarea dezvoltării optimale a reţelei de transport Planificarea dezvoltării optimale a centralelor electrice Planificarea dezvoltării optimale a surselor de putere reactivă Planificarea dezvoltării optimale integrate Îmbunătăţirea procesului de luare a deciziilor
Bine (3)	Estimarea statică a stării Echivalenţi de reţea Exploatarea şi planificarea funcţionării sistemelor cu centrale hidroelectrice cu acumulare şi pompaj Echivalenţi pentru calcule de stabilitate Reglajul frecvenţă-putere de schimb Sisteme de protecţie Metode probabilistice în exploatare Banca de date pentru probabilităţi de avarie Prognoza pe termen scurt Dispozitive speciale pentru colectarea, prelucrarea şi afişarea informaţiilor Procese de identificare Calculul constantelor liniilor

pentru efortul financiar angajat în cîteva domenii de analiză.

Sînt prezentate rezultate şi mutaţiile tehnologice semnificative obţinute în domeniul : mari sisteme interconectate — tehnologia transportului energiei electrice — centre de comandă prin dispecer — impactul asupra mediului înconjurător şi micşorarea poluării — convertoare-invertoare etc.

În domeniul comenzii prin dispecer se evidenţiază tendinţa introducerii unor sisteme ierarhizate de calculatoare preluînd un număr sporit de funcţii în timp real avînd ca obiectiv sporirea economicităţii şi siguranţei lor, iar în ultima perioadă şi funcţia de minimizare a noxelor.

Sînt analizate tendinţele în domeniul :

Hardware : micşorarea continuă a costurilor, utilizarea memoriilor de mare capacitate şi acces ultrarapid, introducerea largă a dispozitivelor de vizualizare cu tub catodic în culori şi cu ecrane de mari dimensiuni, menţinerea panourilor mnemonice ca elemente periferice de afişare ale calculatorului, perfecţionarea echipamentelor de colectare şi transmitere a informaţiilor.

Software : îmbunătăţirea sistemelor de operare, introducerea limbajelor de înalt nivel adecvate utilizării în timp real.

Programe de aplicaţii : perfecţionarea modelelor matematice ale centralelor electrice, îmbunătăţirea algoritmului DDC *) al frecvenţei şi puterii de schimb, implementarea programelor de stabilitate cu considerarea mijloacelor de îmbunătăţire (transformatoare cu reglaj de unghi, frînarea sau decuplarea generatoarelor etc.), implementarea programelor de estimare a stării, siguranţă, echivalenţi dinamici, elaborarea programelor de determinare în timp

*) DDC — Direct Digital Control — reglaj direct numeric.

Tabelul 3

Domeniul	Denumirea problemei de cercetare	Instituţia	Anul	Suma, mii $
Strategii de dispecer	Reglajul dinamic optimal al sistemelor	New York Univ.	1972	22
	Studii de optimizare prin siguranţa şi economicitatea sistemelor	Purdue Univ.	1973	73
	Strategii de reglaj al sistemelor	United Engrs. Tr.	1972	10
	Tehnici de optimizare în planificare şi exploatare	Drexel Univ.	1973	38
Stabilitatea tranzitorie şi estimarea stării	Estimarea dinamică a stării	Worcester Pol. Univ.	1972	20
	Studiul proceselor dinamice în sistemele interconectate	Northwestern Univ.	1972	80
	Reglajul "on-line" în timpul proceselor tranzitorii	Purdue Univ.	1973	238
Structuri ierarhice	Supravegherea staţiilor electrice cu calculatoare de proces	Univ. Missouri	1973	66
	Reglajul tensiunii şi puterii reactive în timp real cu sisteme multicalculatoare	Clarkson College	1973	32
Reglajul grupurilor	Evaluarea efectului excitaţiei pe axele longitudinală şi transversală pentru creşterea stabilităţii	Purdue Univ.	1973	53
Transportul în curent continuu	Reglajul sistemelor multitermale în curent continuu	Purdue Univ.	1973	95
Aplicaţiile criogeniei în transport	Studiul transportului energiei electrice prin linii supraconductoare	Brookhaven Nat. Lab.	1972	20
	Descărcări în crio-cabluri de înaltă tensiune cu izolaţie în vid	M.I.T.	1972	155

real a procedurilor de refacere a situației în sistem etc.

Se fac o serie de considerații interesante pe marginea metodelor analitice de studiu, unele idei rezultate dintr-o experiență vastă în domeniul legării cercetării de practică fiind demne de relevat.

Astfel se arată că metode foarte atractive din punct de vedere teoretic și bazate pe soluționarea unui exemplu de calcul de dimensiuni reduse (de exemplu metoda Liapunov) se pot dovedi ineficiente atunci cînd se încearcă implementarea lor în condițiile reale de exploatare (dimensiunile problemei conduc la timpi prohibitivi de calcul sau la necesitatea unor memorii foarte mari).

Se întîlnesc și cazuri în care metode ce apar la prima vedere ca greoaie și complicate pot deveni foarte eficiente ca urmare a folosirii unor tehnici ingenioase de programare (de exemplu metodele specifice matricelor lacunare — „Sparsity Technique").

Interfața utilizator-program constituie încă un domeniu neglijat, care provoacă dificultăți la implementarea noilor programe.

Deși comanda prin dispecer și centrele de calcul ale acestora constituie un domeniu de vîrf în cadrul sectorului energetic, în ceea ce privește utilizarea metodelor analitice moderne, se consideră că ele suferă de o mare deficiență, și anume : existența simultană a unui număr prea mare de idei.

Sînt analizate sursele de informare, centrele de cercetare și domeniul de preocupări din Canada, Japonia, R.F.G., Franța, U.R.S.S etc.

În *Anexe* se analizează în detaliu oportunitatea și direcțiile optime de cercetare într-un spectru foarte larg de probleme electroenergetice ; numai în domeniul metodelor analitice utilizate în analiza sistemelor electroenergetice sînt examinate aproximativ 60 de teme.

Fiecare temă conține : descrierea problemei ; stadiul actual al cercetării ; obstacolele existente în rezolvarea problemei ; apreciere asupra oportunității de cercetare ; prioritatea acordată temei de cercetare ; contribuții semnificative în domeniul respectiv.

Deși anumite concluzii ale lucrării trebuie apreciate cu rezervă, dat fiind condițiile diferite și specifice ale S.U.A., considerăm că trebuie relevată în mod deosebit bogăția de informații și valoarea metodologică a acestui studiu de oportunitate necesar fundamentării oricărui program pe termen lung privind cercetările în electroenergetică.

Bibliografie

[1] * * * *Summary Report of Engineering Foundation Conference on Control Strategies for Power Systems. Research Applied to National Needs. National Science Foundation.* Berwick Academy, South Berwick, Maine, November 1972.

[2] * * * FCST (Federal Council for Science and Technology). *Energy Research for Science and Technology* FCST Energy R. & D. Goals Study Panel. Technical Group on Electrical Transmission and Systems, July 1972.

[3] *Systems Analysis Needs in Electric Power Systems* (prepared for National Science Foundation). Systems Control, Inc. — May, 1973.

a. p.

CRONICA

Consfătuirea energeticienilor „Valorificarea cu randamente și efecte superioare a surselor de energie existente și posibilități de utilizare a surselor noi de energie"

În intervalul 6—8 noiembrie 1975 a avut loc la Craiova Consfătuirea energeticienilor cu tema „Valorificarea cu randamente și efecte superioare a surselor de energie existente și posibilități de utilizare a surselor noi de energie". Au participat circa 200 de delegați din toate sectoarele economiei naționale.

S-au prezentat 52 de lucrări și au fost peste 45 luări de cuvînt în cadrul discuțiilor purtate.

Prevederile cuprinse în Decretul nr. 620/1973, devenit Legea nr. 140 din 1973, au orientat politica de gospodărire rațională a energiei și au impulsionat activitatea în acest domeniu, care s-a reflectat în evoluția favorabilă a indicatorilor sintetici obținuți de economia națională.

Directivele Congresului al XI-lea al P.C.R. prevăd sarcini importante în domeniul economiei de energie — scăderea consumurilor specifice medii de energie cu cel puțin 20% la combustibili și cu 12% la energie electrică — precum și atragerea de noi surse în circuitul energetic.

În cuvîntarea rostită la Plenara comună a C.C. al P.C.R. și Consiliului Suprem al Dezvoltării Economice și Sociale a României, din 21—22 iulie 1975, tovarășul Nicolae Ceaușescu a evidențiat faptul că în industrie se realizează consumuri specifice de combustibil și energie încă mari, trebuind luate măsuri hotărîte de reducere a lor.

Un rol important în rezolvarea acestor sarcini revine activității de proiectare și cercetare a energeticienilor, care sînt chemați să rezolve o serie de probleme concrete, de actualitate, în domeniul perfecționării tehnologiilor echipamentelor și a regimurilor de funcționare a instalațiilor, precum și să găsească posibilitățile de utilizare a unor noi surse de energie.

Consfătuirea respectivă, prin referatele prezentate și schimburile de experiență ce au avut loc, a constituit o contribuție la rezolvarea acestor sarcini, care stau în fața energeticii românești.

Referatele prezentate s-au grupat tematic în următoarele secţii: electroenergetică, termoenergetică, conducerea proceselor energetice şi surse noi de energie.

În cadrul *secţiei I — „Electroenergetică"* — s-au prezentat 11 comunicări.

Referatul I/1 prezintă o metodă care permite simplificarea volumului de calcul afectat bilanţurilor electroenergetice. Ea se bazează pe o nomogramă utilizată pentru determinarea directă a pierderilor de putere în motoarele electrice.

Reducerea consumului propriu tehnologic, cu principalele direcţii de investigaţie şi experimentări în reţeaua electrică a I.R.E. Craiova, face obiectul *referatului I/2*.

Se tratează în mod deosebit problema scoaterii de sub tensiune a instalaţiilor ce alimentează sistemele de irigaţii şi trecerea reţelelor de la tensiunea de 15 kV la 20 kV, evitîndu-se astfel dubla transformare. Totodată se realizează o mai bună urmărire a regimului optim de funcţionare a transformatoarelor din staţii.

Lucrarea poate servi drept ghid şi altor întreprinderi similare, în vederea reducerii consumurilor proprii tehnologice.

Aceeaşi tematică o abordează şi *referatul I/3*, pentru CHE Porţile de Fier, unde, în comparaţie cu CHE similare pe plan mondial, începînd cu anul 1971 aceasta a constituit o preocupare continuă. Printre măsurile luate este de remarcat reducerea consumului pompelor prin reducerea jocului la capul de distribuţie, reducerea consumului de energie electrică necesar pentru evacuarea apei de infiltraţie, în perioada punerii la uscat a grupurilor, raţionalizarea încălzirii stavilelor de la baraj şi a iluminatului interior şi altele. Toate acestea au permis economii de energie în valoare de 3,5 GWh/an.

Referatul I/4 pledează pentru introducerea cu discernămînt a unei metode simple de reducere a pierderilor de putere şi energie activă, prin activarea fiderilor de rezervă.

Calculele tehnico-economice care ţin seama de ansamblul sistemului energetic sînt în final cele care vor decide dacă se justifică introducerea activării fiderilor de rezervă. Autorul prezintă stadiul actual al dezvoltării reţelei de distribuţie a energiei electrice în Municipiul Bucureşti, în care, prin aplicarea activării fiderilor de rezervă, rezultă economii de energie de circa 10 GWh/an.

Autorii *referatului I/5* pun în discuţie problema controversată a reglajului optim de tensiune, într-o reţea industrială, ajungînd la concluzia că stabilirea tensiunii de funcţionare cu puţin deasupra valorii nominale, este de preferat unui reglaj simetric de ±5% din tensiunea nominală şi cu atît mai mult unuia de forma (−10) — (+5) % din tensiunea nominală.

În continuare sînt necesare studii aprofundate pentru stabilirea metodei de reglaj, pentru limitele de variaţie stabilite nu pe baza criteriului abaterilor maxime normale, ci pe baza criteriilor integrale de analiză a calităţii tensiunii.

Extinderea puternică a utilizării receptoarelor electrice cu acumulare de căldură impune intervenţia directă a furnizorului de energie în vederea decalării perioadelor în care este permisă încărcarea. Acest deziderat — se arată în *referatul I/6* — se va realiza iniţial prin introducerea ceasurilor electrice de comutare a contoarelor cu dublu cadran. Într-o etapă viitoare, instalaţiile de telecomandă circulară vor constitui, se pare, soluţia definitivă.

Măsurile eficiente ale ICPE pentru realizarea aparatelor şi metodologiilor de calcul ale bilanţurilor, în vederea reducerii pierderilor de energie, sînt prezentate în *referatul I/7*.

Bateriile de condensatoare automate, de joasă şi medie tensiune, cu tranşe inegale, filtrele de armonici cu acord precis, instalaţia de încărcare în regim recuperativ pentru locomotivele Diesel-electrice etc. sînt tot atîtea direcţii de cercetare şi realizări practice valoroase iniţiate de ICPE, în vederea reducerii pierderilor de energie.

În *referatul I/8* se arată că folosirea unui nou separator cu gabarit constant, indiferent de poziţia închis sau deschis, în locul celui convenţional cu deschidere laterală, duce la economii de spaţiu, respectiv economii în valoare de 20 mii lei/celulă de 110 kV, de tip interior.

Referatul I/9 tratează problema tipurilor de motoare asincrone, pentru serviciile interne cu bare înalte, sau a celor cu dublă colivie.

Se prezintă un program de calcul pentru predeterminarea caracteristicilor de funcţionare şi a parametrilor schemei echivalente, pornind de la datele de catalog ale acestor motoare. Metoda respectivă a fost verificată practic, prin oscilografieri, relevîndu-se exactitatea ei.

În *referatul I/10* sînt prezentate o serie de metode pentru reducerea pierderilor de energie în orele de vîrf ale sistemului, prin aplatisarea curbelor de sarcină, metode care rezultă din experienţa judeţelor Timiş, Arad şi Caraş-Severin.

Autorii *referatului I/11* pledează pentru introducerea transformatoarelor cu izolaţie neinflamabilă şi a celor uscate, cu izolaţie siliconică, plasate în centrul de greutate al consumatorilor din reţelele industriale, fără divizarea puterilor în mai multe unităţi. Se recomandă introducerea acestor tipuri de transformatoare şi la noi în ţară.

În cadrul *secţiei a II-a — „Termoenergetică"* — au fost prezentate 27 de lucrări, împărţite în cinci grupe tematice:

— grupa I: recuperarea resurselor energetice secundare;

— grupa II: termoficarea ca soluţie de utilizare raţională a combustibililor;

— grupa III: îmbunătăţirea randamentului echipamentelor şi perfecţionarea tehnologiilor;

— grupa IV: economia de combustibil în centralele termoelectrice;

— grupa V: analiza utilizării energiei şi combustibililor la consumatori, cu ajutorul bilanţurilor energetice reale şi optime.

În *grupa I* au fost selecţionate 7 lucrări care tratează recuperarea resurselor energetice secundare, în diverse sectoare industriale.

Referatul II/8 pune în discuţie reducerea pierderilor de căldură cu aburul uzat, rezultat de la acţionarea maşinilor de forţă.

Sînt analizate cauzele utilizării incomplete a aburului uzat, punîndu-se bazele de calcul ale debitelor de căldură astfel rezultate şi metodele de utilizare a lor, dintre care se relevă următoarele:

1) alimentarea directă a consumatorilor termici din întreprinderea respectivă, pentru încălzire şi ventilaţie;

2) utilizarea indirectă a aburului uzat, pentru încălzirea apei pînă la 95—100°C;

3) creşterea presiunii aburului uzat, într-un compresor cu jet de abur sau, în anumite cazuri, într-un compresor antrenat de o turbină cu abur, atunci cînd contrapresiunea acesteia asigură un consum termic de joasă temperatură.

O problemă interesantă o constituie aceea tratată în *referatul* II/11, în care se analizează trei soluţii de recuperare a căldurii conţinute în gazele evacuate de la turbinele cu gaze ale staţiei de turbocompresoare Ţicleni, care sînt:

1) recuperarea tehnologică, pentru preîncălzirea aerului de ardere, în două variante de temperatură finală a preîncălzirii;

2) recuperarea energetică într-un cazan recuperator pentru producerea aburului;

3) recuperarea combinată, pentru preîncălzirea aerului de ardere şi în continuare pentru producerea aburului în cazanul recuperator.

În urma calculelor economiei de combustibil realizată astfel, a rezultat optimă recuperarea energetică.

Eficienţa valorificării resurselor energetice secundare este pusă în evidenţă şi în cadrul *referatului II/12*, care prezintă calculele tehnico-economice ale eficienţei utilizării deşeurilor sub formă de coajă şi zdrobitură de lemn, de la fabricile de cherestea ale Combinatului de prelucrarea lemnului din Drobeta Turnu-Severin.

Se propune valorificarea sub formă de combustibil suplimentar, la CET a întreprinderii, a circa 2289 t/an de coajă de la buştenii fabricilor de cherestea, placaje şi furnire estetice, şi a 155 m³/an de rumeguş provenit de la secţionarea buştenilor.

Recuperarea acestor resurse energetice secundare conduce în mod suplimentar la reducerea cheltuielilor aferente transportului deşeurilor respective, cu 9,5 lei/t.km.

Economia anuală de cheltuieli realizată prin valorificarea propusă este de 112 400 lei, iar economia de combustibil de 168 t c.c.

În lucrarea II/13 sînt prezentate posibilităţile de recuperare a căldurii rezultate de la secţia de producere a betonului celular autoclavizat. În această secţie rezultă în prezent, din procesul de tratament termic prin autoclavizare, circa

1680 Gcal/an, sub formă de abur uzat — eşapat în atmosferă — şi circa 7080 Gcal/an sub formă de condensat.

Se propune utilizarea resurselor energetice secundare respective astfel:

1) aburul uzat va fi reutilizat în procesul tehnologic de autoclavizare, în instalaţia de încălzire a halei de turnare şi în tunelul de preîntărire a betonului celular. Această soluţie conduce în plus la o mai bună ritmicitate a producţiei şi la reducerea cantităţii de condensat cu circa 71 Gcal/an;

2) condensatul va fi folosit pentru preîntărirea betonului.

O problemă de actualitate în gospodărirea raţională a energiei termice în industrie este tratată în *referatul II/15*. Este vorba de reducerea pierderilor de căldură prin aburul necondensat, datorită funcţionării defectuoase a oalelor de condensat.

Astfel, în cadrul Întreprinderii de confecţii Craiova se analizează trei tipuri de oale de condensat termodinamice, cu lamele bimetalice şi cu plutitor. Ponderea cea mai mare o deţin consumatorii tehnologici echipaţi cu oale termodinamice, care, datorită proastei funcţionări, conduc la eşaparea în rezervorul de condensat a unei mari cantităţi de abur uzat.

Lucrarea prezintă rezultatele practice obţinute în întreprindere pentru reducerea debitului de abur secundar eşapat în atmosferă, prin modificarea oalelor de condensat şi prin recuperarea aburului uzat care totuşi mai rezultă. Astfel, s-a realizat un prototip de oală de condensat pentru care s-a redus debitul de abur uzat, faţă de cel condensat, de la 1 : 1 la 1 : 4, rezultînd o economie anuală de 720 t abur.

Aburul uzat a fost folosit la încălzire, prepararea apei calde şi preîncălzirea combustibilului lichid al CT, realizîndu-se în anul 1974 o economie de 164 t c.c./an.

Industria chimică este o importantă sursă de deşeuri combustibile, mai ales în cazul în care este concentrată pe o platformă industrială complexă. De aceea referatele II/19 şi II/25 se ocupă de utilizarea resurselor energetice secundare din cadrul unor întreprinderi cu profil chimic.

Autorii lucrării II/19 arată că actuala concentrare a acestei industrii justifică construirea unor CET cu o structură adecvată folosirii drept combustibil de bază a deşeurilor care pînă acum se distrugeau prin ardere, fără recuperarea energiei termice.

Se subliniază că alegerea ciclului de termoficare şi a echipamentului CET se face în funcţie de energia deşeurilor.

În final, lucrarea prezintă două soluţii constructive de focare pentru arderea deşeurilor din industria chimică.

Referatul II/25 analizează realizările şi o serie de proiecte pentru recuperarea resurselor energetice secundare pe platformele chimice, punînd în evidenţă următoarele aspecte:

1) se va da prioritate recuperării tehnologice sau energotehnologice, faţă de arderea unor deşeuri;

2) în cazul recuperării resursei prin ardere, aceasta se va realiza astfel încît energia obţinută să aibă un potenţial cît mai ridicat;

3) numărul transformărilor energetice de la resursa energetică secundară, la utilizare, să fie minim.

Grupa II. În această grupă au fost selecţionate următoarele cinci referate, care tratează aspecte ale căilor de mărire a eficienţei termoficării, în vederea creşterii economiei de combustibil astfel rezultată.

Referatul II/5 face o analiză a posibilităţilor de economisire a combustibilului care se poate realiza prin utilizarea condensatoarelor turbinelor de termoficare pentru preîncălzirea apei din reţea.

Autorul pune în evidenţă principalii factori care influenţează eficienţa economică a acestei soluţii: posibilitatea creşterii sarcinii termice a turbinei, prin folosirea cantităţii de căldură preluată din condensator; micşorarea puterii turbinei de termoficare şi a consumului de energie electrică pentru serviciile proprii.

Se analizează eficacitatea metodei respective în ipoteza menţinerii constante a puterii electrice livrată de CET, ţinîndu-se seama de graficul de reglaj al temperaturii apei fierbinţi în reţeaua de termoficare. Se arată că funcţionarea turbinelor de termoficare urbană cu vid înrăutăţit conduce la importante reduceri ale consumului specific de combustibil, în special pentru perioadele reci ale sezonului de încălzire. Pe linia ridicării eficienţei termoficării, în referatul II/6 sînt prezentate şi analizate principalele căi de mărire a economiei de combustibil rezultată prin aplicarea acesteia.

Autorul subliniază că posibilităţile de mărire a eficienţei energetice a CET se împart în două categorii:

— măsuri ce trebuie avute în vedere în faza de proiectare;

— măsuri care privesc funcţionarea şi exploatarea CET.

Sînt analizate problemele ridicate de fiecare din cele două categorii de măsuri, cum ar fi creşterea parametrilor iniţiali ai ciclului, odată cu puterea unitară a grupurilor de termoficare şi creşterea gradului de încărcare medie a grupurilor în regim termic, odată cu reducerea producţiei energiei electrice în condensaţie.

Ca un aspect specific CET urbane este analizată problema reglării cantităţii de căldură livrată consumatorilor şi efectele diferenţelor ce apar în funcţionare faţă de graficul de reglaj recomandat.

În direcţia utilizării intensive a combustibililor în CET din ţara noastră, un aport deosebit îl are şi Întreprinderea Electrocentrale Bucureşti. În acest sens, în lucrarea *II/27* sînt prezentate principalele realizări şi căi urmate la CET Bucureşti-Sud, în vederea creşterii eficienţei economice a acesteia.

Autorul analizează metodele aplicate, care au permis ca la CET Bucureşti-Sud să se ajungă în anul 1974 la un consum specific mediu net de combustibil de 235,3 g c.c./kWh, faţă de 258,7 pentru întreaga întreprindere de electrocentrale şi 332,5 pentru sistemul energetic naţional. Reducerea a fost posibilă prin mărirea duratei anuale de funcţionare a turbinelor în regim de termoficare şi micşorarea corespunzătoare a aportului instalaţiilor de vîrf, la acoperirea curbei de sarcină termică.

Analiza disponibilităţii cazanelor de abur instalate a evidenţiat existenţa unui debit de abur disponibil de 260 t/h, pentru o scurtă perioadă de timp, care ajunge la 530 t/h în restul anului. Ca urmare a măsurilor luate pentru folosirea completă a rezervelor existente, s-a reuşit creşterea puterii turbinelor, de la 104 la 120 MW, montarea a două schimbătoare de vîrf suplimentare de cîte 20 Gcal/h şi folosirea fasciculelor înglobate în condensatoarele turbinelor.

Astfel, durata anuală de utilizare a cazanelor de abur de 420 t/h a crescut de la peste 7700 h/an, iar capacitatea de producţie a apei fierbinţi în instalaţiile de bază, de la 460 la 600 Gcal/h. În urma acestor măsuri, în anul 1974, în cadrul IEB s-au economisit 239 300 t c.c., iar pe perioada 1971—1974 714 600 t c.c.

Referatele *II/28* şi *II/29* se referă la posibilităţile folosirii cărbunilor pentru încălzirea Municipiului Craiova. Referatul II/28 pledează pentru transformarea grupurilor cu condensaţie de 100 şi 315 MW din CET Işalniţa, în grupuri de termoficare cu preluarea aburului din conductele de legătură între corpurile de medie şi joasă presiune.

Această soluţie permite acoperirea a 390 Gcal/h, din necesarul de 400 Gcal/h la nivelul anului 1975 (540 Gcal/h la nivelul anului 1980), cu o reducere a puterii produse de 100 MW. Autorul consideră că economia de combustibil realizabilă în urma aplicării acestei modificări este de 248 000 t c.c./an, care permite recuperarea plusului de investiţii într-un interval de 5 ani. Se afirmă că această soluţie poate fi realizată cu eforturi minime de investiţii.

Autorii referatului II/29 consideră ca singură soluţie acceptabilă pentru alimentarea cu căldură a oraşului Craiova realizarea unei CT de zonă, pe cărbune, care ulterior să se dezvolte ca CET. Propunerea respectivă este argumentată de cheltuielile mari necesitate pentru transportul agentului termic, de la CET la consumatori, în varianta propusă de referatul II/28.

Grupa III a cuprins şapte referate, care tratează unele probleme legate de îmbunătăţirea randamentelor echipamentelor şi de perfecţionarea tehnologiilor.

Odată cu modificarea aspectelor energetice în lume, punctul de vedere privind izolaţia termică a clădirilor a căpătat noi valenţe. Ca urmare, gradul de izolaţie termică al tuturor clădirilor trebuie reconsiderat, indiferent de felul încălzirii şi al naturii combustibilului folosit.

În referatul *II/1* se apreciază că dublarea izolaţiei termice a unui apartament convenţional actual, pentru perioada de încălzire de 4000 ore, conduce la o economie de consum de căldură de circa 0,860 Gcal/an. Aceasta înseamnă că pentru

cele 500 000 apartamente ce se vor construi în R.S.R. în cincinalul următor se vor economisi circa 430 000 Gcal/an.

Limita de creştere a izolaţiei termice a clădirilor depinde de preţul combustibilului, de reducerea investiţiilor pentru instalaţiile de încălzire şi de investiţia aferentă îmbunătăţirii izolaţiei termice. Cu cît combustibilul utilizat este mai scump, cu atît efectul economic pozitiv al izolaţiei termice creşte şi, implicit, grosimea optimă a acesteia.

În cazul utilizării încălzirii electrice, acolo unde ea este eficientă economic, în condiţiile creşterii izolaţiei termice a clădirilor, se recomandă în special încălzirea cu acumulare. Aceasta conduce la aplatisarea curbei de sarcină electrică, mărind totodată durata anuală de utilizare a puterii instalate în sistem.

Măsurile ce trebuie luate în viitor pentru creşterea eficienţei încălzirii electrice, în comparaţie cu alte sisteme moderne de încălzire, vor ţine seama de condiţiile concrete existente privind consumatorul, sursa şi sistemul.

De o importanţă deosebită, în scopul obţinerii economiilor de combustibil, este şi întreţinerea şi exploatarea corectă a instalaţiilor de încălzire centrală. În acest sens, referatul *II/7* analizează starea actuală a instalaţiilor de încălzire centrală din circa 40 CT din Bucureşti. Rezultatele măsurătorilor, prelucrate statistic, au arătat că valoarea medie a randamentelor cazanelor, fără o întreţinere şi exploatare corespunzătoare, este de 52—57%, în timp ce la cazanele cu o întreţinere şi exploatare corespunzătoare, valorile respective se ridică la 70—75%.

În urma aplicării măsurilor propuse de autori, s-a reuşit creşterea randamentelor cazanelor, prost întreţinute, cu circa 15—20%.

Luînd în considerare larga răspîndire, la consumatorii industriali, a proceselor termice în trepte, în cadrul cărora parametrii unor fluide sau materiale se modifică în etape, lucrarea *II/9* tratează unitar aceste procese secvenţiale, indicînd metodele matematice care se pot folosi pentru optimizarea lor.

Se subliniază că metodele respective pot fi aplicate practic atunci cînd se cunosc condiţiile reale locale.

Lucrarea *II/16* prezintă activitatea Inspecţiei pentru controlul gospodăririi combustibililor şi energiei în acţiunea de modernizare a arzătoarelor pentru hidrocarburi. Au fost inventariate şi clasificate 143 000 arzătoare, din care 32 200 au fost considerate necorespunzătoare.

Cercetările efectuate au stabilit că unele din aceste arzătoare se pot îmbunătăţi prin realizarea unor modificări (de exemplu arzătoarele Şeitan Marsi), iar altele pot fi înlocuite cu cele în fabricaţie. În urma acestei acţiuni au fost înlocuite sau modernizate circa 30 000 arzătoare, estimîndu-se realizarea unei economii de 120 000 t c.c./an.

Industria siderurgică reprezintă, împreună cu industria chimică, principalii consumatori de energie primară, sub formă de combustibili clasici. În cadrul industriei siderurgice, peste 60% din energia necesară este consumată în sectorul furnale, iar din aceasta circa 80—90% o reprezintă cocsul metalurgic.

Ca urmare, în România s-a lansat un vast program de cercetare în vederea acoperirii necesarului de cocs, prin lărgirea bazei de materii prime pentru fabricarea acestuia şi prin reducerea consumului specific de cocs, în procesul de elaborare a fontei.

Rezultatele obţinute în vederea atingerii acestui scop şi tendinţele care rezultă în urma aplicării sau punerii la punct a noii tehnologii fac obiectul referatului *II/17*.

Din analiza prezentată în lucrare, rezultă că în vederea reducerii consumului specific de cocs sînt necesare următoarele măsuri principale :

— pregătirea fizico-chimică a încărcăturii metalice a furnalului ;

— utilizarea aerului supraoxigenat, cu insuflarea concomitentă a unor cantităţi sporite de combustibili auxiliari ;

— insuflarea gazului reducător, la baza cuvei furnalului, degrevînd o importantă cantitate de cocs necesar în acest scop ;

— utilizarea combustibililor auxiliari clasici, cu preîncălzirea lor ;

— utilizarea cocsului-brichete şi a şarjelor mixte de brichete, cu şarja clasică, care asigură folosirea unor cote mari de cărbune românesc ;

— folosirea minereurilor prereduse în încărcătura furnalului.

În referatul *II/18* se face o prezentare a avantajelor arzătoarelor toroidale cu flacără radiantă „Tricem" pe gaze, care asigură un transfer de căldură prin radiaţie superior arzătoarelor cu flacără transparentă, realizate curent în industrie. Combustia perfectă şi radiaţia carbonului din flacără conduc la efecte economice deosebite, permiţînd mărirea productivităţii cuptoarelor, reducerea consumului specific de combustibil şi reducerea pierderilor de metal prin oxidare.

De asemenea, arzătoarele Tricem măresc durabilitatea materialelor refractare, permit o construcţie simplă şi prezintă o reglare uşoară în exploatare.

Pe linia reducerii consumului de combustibil şi energie, în *lucrarea II/23* este prezentată situaţia de la Combinatul siderurgic Reşiţa, care constituie un sistem energetic complex, utilizîndu-se zece agenţi termici.

Autorii pun în evidenţă principalele direcţii în care s-a acţionat pentru reducerea consumului de combustibil şi energie, ca : perfecţionarea proceselor de ardere şi a regimurilor de funcţionare a utilajelor, dotarea lor cu AMC pentru urmărirea şi controlul proceselor energetice, recuperarea resurselor energetice secundare, racordarea combinatului la sistemul de termoficare existent, pentru asigurarea încălzirii.

Grupa IV. În cadrul acestei grupe au fost prezentate 4 lucrări care tratează diversele aspecte ale reducerii consumurilor specifice de combustibil în centralele termoelectrice.

De multe ori, la studiul variantelor pentru decizii privind alegerea echipamentelor, precum şi a celor care determină soluţiile optimale, nu se cunosc datele de funcţionare a grupurilor ce urmează a se compara. În alte cazuri, caracteristicile de consum, precum şi corecţiile sînt cunoscute după datele unor furnizori diferiţi, motiv pentru care nu sînt comparabile.

Pentru înlăturarea acestor dificultăţi, lucrarea *II/2* propune o metodă generală de calcul pentru puterea şi consumul de căldură al turbogeneratoarelor de mare putere, în funcţie de datele nominale ale circuitului termic, parametrii nominali ai aburului şi construcţia turbinei. Metoda a fost transpusă pe calculator, fiind testată pentru corecţia consumului de căldură în cazul grupului de 330 MW. Rezultatele obţinute sînt foarte apropiate de datele firmei furnizoare.

Lucrarea *II/3* prezintă o metodologie îmbunătăţită pentru calculul condensatoarelor turbinelor cu abur. Se compară metoda propusă cu cele tradiţionale, relevîndu-se avantajele primei.

Plecînd de la ideea că restricţiile ecologice, legate de poluarea termică a apei rîurilor, acţionează în sens contrar cerinţelor privind obţinerea unui consum specific de combustibil cît mai redus în CTE, referatul *II/4* analizează din acest punct de vedere situaţia circuitului mixt de răcire, întîlnit la majoritatea turbinelor cu condensaţie.

Autorul arată că prin interpunerea unui volum de apă tampon în bucla sistemului de răcire, se realizează o atenuare a sinusoidei temperaturii apei de răcire, chiar şi în ipoteza că acest volum nu schimbă căldura cu atmosfera. Totodată, se subliniază că acest lucru nu are o influenţă sensibilă asupra consumului specific mediu zilnic de combustibil, la funcţionarea cu sarcină constantă şi nici la funcţionarea cu sarcină redusă noaptea, influenţînd însă favorabil procesul de poluare termică.

În referatul *II/10*, autorul prezintă o metodă originală pentru calculul fiabilităţii grupurilor energetice de mare putere. Se face o analiză critică a diverselor metode de analiză a fiabilităţii unui sistem complex, cu elemente dependente cum este un grup energetic. Metoda propusă permite determinarea unor indicatori şi a unui model matematic exact, necesar pentru aprecierea reală a siguranţei funcţionării blocurilor energetice şi a politicii de reparaţii, astfel încît alimentarea cu energie a consumatorilor să se facă cu consumuri minime de combustibil.

Grupa V include 3 referate, care fac analiza utilizării energiei şi combustibililor la consumatori, cu ajutorul bilanţurilor energetice.

Lucrarea II/20 se referă la metodologia și indicatorii folosiți la întocmirea bilanțurilor energetice, punînd în evidență necesitatea tratării sistematice a proceselor din industria chimică. Se subliniază rolul bilanțului global la alegerea agenților termici, a schemelor termice și în luarea măsurilor tehnico-economice pentru mărirea randamentului instalațiilor din industria chimică.

Referatul *II/14* prezintă acțiunile întreprinse și rezultatele preconizate pentru diminuarea pierderilor de căldură și utilizarea judicioasă a energiei termice la serele legumicole Ișalnița. Astfel, s-au redus pierderile de căldură datorită proastei izolări a ușilor, ferestrelor etc. De asemenea, prin izolarea termică a vanelor și ventilelor și reducerea pierderilor de căldură prin neetanșeități, se vor economisi circa 23 904 Gcal/an.

Prin măsurile de reducere a pierderilor de apă prin goliri repetate ale conductelor de termoficare, s-a realizat o economie anuală de căldură de 14 400 Gcal și, respectiv, 6276 m^3 de apă dedurizată.

Referatul *II/24* tratează unitar o serie de probleme practice privind optimizarea bilanțurilor energetice. Se relevă dificultățile care apar la întocmirea bilanțurilor optime, care trebuie să țină seama de planul de investiții și reparații. Printre măsurile propuse se menționează :

— optimizarea gospodăriei de aer comprimat ;
— optimizarea bilanțurilor cuptoarelor electrice de tratament termic și ale celor cu combustibil ;
— optimizarea gospodăriei energetice a mașinilor-unelte.

Secția a III-a abordează ca tematică problema foarte importantă a conducerii optimale a proceselor energetice, avînd ca rezultat final economia de energie primară.

Referatul *III/1* se referă la controlul optimal al sistemelor cu distribuție spațială a stării și conducerii. În acest scop, autorii prezintă un algoritm de calcul al controlului optimal al unor astfel de sisteme descrise prin ecuații cu derivate parțiale de tip parabolic. Algoritmul se bazează pe metodele de programare dinamică diferențială.

Plecînd de la ideea că economia de energie, din punct de vedere calitativ, este un deziderat antientropic, autorul referatului III/2 analizează, pentru cazul general al proceselor tehnologice, căile de risipă a energiei, oprindu-se la aspectul perfecționării procesului de conducere operativă a instalațiilor.

Referatele *III/3* și *III/4* tratează problema conducerii cazanelor, respectiv a grupurilor turbogeneratoare, cu randamente maxime. Pentru aceste tipuri de instalații se propun sisteme de conducere adaptiv-instructive, deoarece caracterul aleatoriu al mărimilor fizice care intră în discuție face imposibilă abordarea problemei cu ajutorul metodelor deterministe de gradient. În acest sens, autorul propune algoritme de calcul adecvate, superioare metodelor tradiționale.

În referatul III/5 sînt prezentate o serie de elemente cunoscute și verificate practic privind întocmirea bilanțurilor energetice și efectele acestora.

Secția a IV-a include un număr de 8 lucrări, care tratează problematica actuală a surselor noi de energie și a unor metode sau tehnologii noi de utilizare superioară a acestora.

Referatele IV/1 și IV/2 trec în revistă toate categoriile de surse noi și completează imaginea despre condițiile inginerești de folosire a noilor căi de a produce energia utilă. Lucrarea IV/1 prezintă succesiv procedeele de folosire a noilor surse și lanțurile de transformare a energiei. Autorii prezintă scheme, exemple de realizări, care expun aspectele tehnice principale, în special cele legate de producerea energiei electrice. Sînt trecute în revistă, între altele, procesele magnetohidrodinamice, variantele ciclurilor termice pentru valorificarea căldurii cu potențial redus, schemele de folosire a hidrogenului ca formă intermediară purtătoare de energie.

Lucrarea IV/2 pornește de la necesitatea folosirii surselor noi pentru a completa posibilitățile limitate ale celor convenționale. Referatul pune în evidență existența unei rate de penetrație proprii fiecărei surse, dependente de numeroși factori, între care maturitatea tehnică a procedeului și costul sînt hotărîtoare.

Autorii apreciază că șisturile și nisipurile bituminoase sînt folosibile în scurt timp, pentru extragerea de hidrocarburi. Urmează în ordine : deșeurile urbane, sursele geotermice energia solară folosită direct, combustibilul nuclear regenerat în reactoare rapide, energia valurilor, energia termică a mării și fuziunea nucleară.

Perspectiva finală aparține, după părerea autorilor, folosirii combinate a energiei solare și de fuziune, după încheierea secolului nostru.

Lucrarea IV/3 tratează problema folosirii deșeurilor menajere drept combustibil pentru producerea energiei electrice și termice. Analiza energetică și ecologică a funcționării CET de incinerare a deșeurilor, pentru condițiile țării noastre (aglomerări urbane cu mai mult de 150 000 locuitori), relevă că dezvoltarea termoficării constituie cadrul cel mai favorabil pentru realizarea centralelor de acest tip, cu atît mai mult cu cît se pot utiliza turbine cu contrapresiune. În plus, CET de incinerare ameliorează condițiile de distrugere a deșeurilor urbane, micșorînd poluarea atmosferei.

Referatul prezintă un mod de calcul al economiei de combustibil care este dependentă direct de puterea calorică a deșeurilor și de aceea a combustibilului-suport. Această economie poate crește prin folosirea, drept combustibil auxiliar, a hidrocarburilor-deșeu.

Referatul IV/5 se oprește asupra problemei utilizării radiației solare ca sursă auxiliară de energie, pentru încălzirea locuințelor din regiunile cu climă temperată. Se face o analiză cantitativă privind distribuția radiației solare pe glob și în R.S. România. Se evaluează potențialul energiei solare amenajabil la noi în țară ca fiind de circa $18\,000.10^4$ Gcal/an.

Este prezentată o soluție de utilizare a energiei solare, economică pentru durate anuale de însorire de circa 2000 ore, situație asemănătoare cu cea din R.S. România. Instalația asigură necesarul de căldură pentru încălzire și apă caldă.

Tot la folosirea energiei solare pentru prepararea apei calde menajere se referă și *lucrarea IV/6*. În cadrul acesteia se prezintă realizările practice ale INCERC, unde s-a realizat o instalație-pilot cu acumulare, folosind patru panouri absorbante. Panourile au fost calculate, realizate și verificate de specialiștii INCERC. Lucrarea prezintă bazele teoretice și experimentale de calcul ale instalației, cu o serie de nomograme utile proiectanților. Experiența acumulată de specialiștii INCERC arată că această soluție este viabilă în condițiile țării noastre.

Lucrările IV/7 și *IV/8* nu se referă propriu-zis la surse noi de energie, ci la tehnologii actuale de folosire a potențialului termic. Astfel, *referatul IV/7* prezintă avantajele și utilizările tubului de căldură, în comparație cu alte metode tradiționale privind transferul de căldură. Se dau totodată bazele de calcul ale unei asemenea instalații.

Lucrarea IV/8 tratează problema utilizării unei pompe de căldură pentru încălzirea locuințelor. Instalația, realizată în cadrul laboratorului de surse și tehnologii noi al ICEMENERG, se poate folosi atît iarna (pentru încălzire) cît și vara (pentru condiționare), fiind construită în întregime cu repere fabricate în țară. Soluția rămîne a fi verificată și din punctul de vedere al competitivității sale, comparativ cu alte metode de încălzire.

Consfătuirea a pus în discuție o serie de mijloace și căi teoretice, dar mai ales practice, privind utilizarea unei gospodăriri rationale a energiei și combustibililor.

Din cele 52 de lucrări prezentate și din cele 45 de luări de cuvînt au rezultat următoarele concluzii :

1. În urma prevederilor Decretului 620 din 1973, devenit legea 140/1973, în majoritatea întreprinderilor industriale s-a început o amplă acțiune în vederea utilizării mai judicioase a energiei și a combustibililor. Ca urmare, s-au realizat deja importante economii de combustibil atît la consumatori, cît și la producători.

2. Una dintre căile principale de realizare a economiilor de energie și combustibil o constituie utilizarea resurselor energetice secundare cu toate formele. În acest scop este necesară elaborarea unor procedee și echipamente adecvate, astfel încît recuperarea respectivă să asigure o eficiență economică maximă. Din acest punct de vedere se recomandă ca resursele energetice secundare să fie utilizate în primul rînd în scopuri tehnologice și, numai atunci cînd aceasta nu este posibil sau necesar, în direcții energo-tehnologice complexe. Se impune ca soluția recuperării resurselor energetice secundare să fie

concepută încă din faza de proiect, iar pentru instalațiile existente să se țină seama de condițiile concrete locale.

În cazul platformelor industriale este necesară inventarierea tuturor resurselor energetice secundare și analiza posibilităților de utilizare a lor pe platforma respectivă în cadrul unui sistem energetic integrat, indiferent de forurile tutelare ale întreprinderilor de pe platformă.

3. În vederea recuperării resurselor energetice secundare a rezultat că este necesar să se asimileze în fabricație o gamă cît mai variată din următoarele instalații: schimbătoare de căldură recuperatoare, cazane recuperatoare care să poată utiliza diverși combustibili, instalații de turbine cu gaze de mică putere pentru utilizarea gazelor sub presiune.

4. Bilanțurile energetice pentru toate formele de energie constituie principala cale de punere în evidență a pierderilor ce apar în ansamblul format de sursă, rețele de transport și distribuție și consumator. În acest scop se impune îmbunătățirea actualelor normative de întocmire a lor și elaborarea unor metode rapide de calcul. Acestea vor trebui să permită determinarea condițiilor energetice de desfășurare a proceselor care, comparate cu valorile normate, să permită luarea unor măsuri corespunzătoare pentru îmbunătățirea lor.

5. La proiectarea noilor obiective este necesar să se urmărească reducerea la minimum a consumurilor de energie, elaborîndu-se bilanțul energetic de proiect care să stea la baza aprobării documentațiilor, a omologării procedeelor noi, a recepției și exploatării instalațiilor industriale.

6. Prevederea instalațiilor consumatoare de energie și combustibil cu aparate de măsură și control și cu automatizare necesară va conduce la economii de combustibil de 8—10%. În acest scop este necesar ca toate proiectele instalațiilor energo-tehnologice să fie prevăzute cu aparatura de măsură și control necesară și cu o clasă de precizie corespunzătoare, iar industria constructoare de mașini să ia măsuri de fabricare a acestor aparate în condiții și sortimente corespunzătoare.

7. Se recomandă, în scopul reducerii pierderilor de căldură, următoarele:

— reproiectarea și ameliorarea izolațiilor termice;

— recuperarea condensatului;

— reducerea la minimum acceptat a parametrilor agenților de lucru (abur, apă fierbinte);

— promovarea consumurilor de căldură-deșeu.

8. Practica exploatării întreprinderilor industriale din țara noastră evidențiază o insuficientă colaborare între tehnologi și energeticieni, care este necesar să acționeze încă din faza de proiectare a instalațiilor. În acest sens se impune completarea cunoștințelor noilor ingineri, indiferent de specialitatea lor, cu cunoștințe de energetică.

9. Se impune adoptarea unor măsuri imediate de reducere a pierderilor de căldură la consumatorii urbani, prin mărirea rezistenței termice a construcțiilor și prin reducerea infiltrațiilor.

10. Încălzirea electrică cu acumulare poate constitui o soluție de alimentare cu căldură a unor consumatori izolați la care alte soluții de alimentare centralizată cu căldură nu se justifică economic.

11. Utilizarea pompelor de căldură reprezintă una dintre soluțiile de încălzire și climatizare care se recomandă a fi cercetate în continuare pentru realizarea unor instalații eficiente și optime.

12. Referitor la energia solară s-au evidențiat realizările unor cercetări care se efectuează în țara noastră pentru utilizarea acestei forme de energie la prepararea apei calde și încălzit urban.

S-a arătat că în condițiile de însorire de la noi două procedee de casă solară permit ca această sursă să preia circa 15—20% din necesarul de încălzire, în condițiile unei case izolate și special construite.

13. În condițiile unor centre dens populate apare justificată utilizarea deșeurilor menajere, combinată cu ciclul de termoficare.

Prof. dr. ing. **Nicolae Gheorghiu**,
ing. **Grigore Iorgulescu**,
dr. ing. **Victor Athanasovici**,
ing. **Virgil Mușatescu**,
ing. **Ion Sotir Dumitrescu**,
ing. **Guzun Basarab**,
dr. ing. **Adrian Badea**

Lista rapoartelor prezentate la Consfătuirea energeticienilor cu tema „Valorificarea cu randamente și efecte superioare a surselor de energie existente și posibilități de utilizare a surselor noi de energie"

Grupa I — Electroenergetică

I.1. Al. Poeată, N. Poeată și D. Ivas: (Inst. pol. Iași): Contribuții la ameliorarea metodologiei de întocmire a bilanțurilor energetice pentru întreprinderile industriale.

I.2. M. Stoichiță și Gh. Bădescu (IRE Craiova): Considerații privind acțiunea de micșorare a consumului propriu tehnologic pentru distribuția energiei electrice în rețelele din gestiunea IRE Craiova.

I.3. N. Trăilescu (IEC Porțile de Fier): Măsuri de economisire a energiei electrice pentru consumul propriu tehnologic la Întreprinderea Electrocentrale Porțile de Fier.

I.4. I. Știrbulescu (IDEB): Aspecte privind eficiența economică a activării fiderilor de rezervă.

I.5. Al. Poeată, Gh. Georgescu, Gh. Condurache și M. Ilinca (Inst. pol. Iași): Considerații tehnico-economice privind reglajul tensiunii în rețelele de distribuție industrială.

I.6. I. Știrbulescu (IDEB): Necesitatea automatizării controlului regimului de consum.

I. 7. M. Checiulescu, E. Pasere, M. Gudumac, Y. Alterescu I. Dinculescu, D. Dobrescu și Fl. Coban (ICPE): Cercetări și realizări ICPE în domeniul echipamentului electroenergetic.

I. 8. B. Guzun (Inst. pol. București) și P. Bistrian (Trustul Electromontaj București): Influența tipului constructiv de separator electric asupra dispoziției constructive a stațiilor electrice de înaltă și foarte înaltă tensiune.

I. 9. Al. Selischi (Inst. pol. București): Determinarea parametrilor motoarelor asincrone cu rezistență și reactanță rotorului variabilă.

I.10. V. Feldman (Inspecția energetică regională Banat): Experiența județelor Timiș, Arad și Caraș-Severin în folosirea resurselor energetice în orele de vîrf ale sistemului.

I.11. P. Buhuș, Gh. Comănescu, M. Iordache (Inst. pol. București) și V. Iordache (IREB): Considerații privind oportunitatea folosirii transformatoarelor neinflamabile în posturi industriale.

Grupa II — Termoenergetică

II.1. N. Gheorghiu (Inst. pol. București) și I. Știrbulescu (IDEB): Aspecte privind necesitatea întăririi izolației termice a clădirilor încălzite electric.

II.2. C. Moțoiu, I. Prisăcaru (Inst. pol. București) și E. Șișchin (IMGB): Predeterminarea caracteristicilor funcționale la turbogeneratoarele de putere mare — posibilitatea de a optimiza consumul de combustibil.

II.3. N. Dănilă (Inst. pol. București) și Gh. Chercea (ICEMENERG): Relație nouă pentru calculul transmisiei căldurii în condensatoarele de abur.

II.4. C. Moţoiu (Inst. pol. Bucureşti): Economia de energie la evacuarea căldurii din CTE de condensaţie în condiţiile R.S.R.

II.5. V. Athanasovici (Inst. pol. Bucureşti): Economia de combustibil la funcţionarea turbinelor de termoficare cu vid înrăutăţit.

II.6. V. Athanasovici: Termoficarea şi căile de economisire a combustibilului.

II.7. N. Gheorghiu, I. S. Dumitrescu şi C. Ionescu (Inst. pol. Bucureşti): Rolul întreţinerii şi exploatării corecte a instalaţiilor de încălzire centrală în obţinerea de economie de combustibil.

II.8. V. Athanasovici şi A. Badea (Inst. pol. Bucureşti): Utilizarea aburului uzat rezultat de la acţionarea maşinilor de forţă.

II.9. N. Stan şi V. Muşatescu (Inst. pol. Bucureşti): Reducerea consumurilor şi pierderilor de energie din întreprinderi prin optimizarea proceselor termice secvenţiale.

II.10. C. Ionescu (Inst. pol. Bucureşti): Calculul fiabilităţii grupurilor de mare putere — posibilităţi de economisire a combustibililor.

II.11. Al. Marinescu, V. Alpredi şi R. Puşcaru (Inspectoratul pentru controlul gospodăririi combustibililor şi energiei Craiova): Recuperarea căldurii conţinute în gazele evacuate la staţia de turbocompresoare Ţicleni.

II.12. V. Marcu (CPL Drobeta-Tr. Severin): Studiul valorificării resurselor energetice secundare sub formă de coajă şi zdrobituri de lemn la Fabrica de placaj şi cherestea — Combinatul de prelucrare a lemnului Drobeta-Tr.Severin.

II.13. T. Popescu şi D. Burdescu (Întrepr. de prefabricate beton Craiova): Măsuri de raţionalizare a consumului de abur, rezultat din bilanţurile energetice întocmite la secţia de producere a betonului celular autoclavizat.

II.14. V. Petrescu (IAS Işalniţa — Sere legumicole): Acţiuni întreprinse şi programe de măsuri pentru diminuarea pierderilor de căldură şi folosirea judicioasă a energiei termice la sere legumicole.

II.15. S. Lungulescu (Fabrica de confecţii Craiova): Soluţii de utilizare a aburului uzat din procesul tehnologic şi din încălzire la Întreprinderea de confecţii Craiova.

II.16. Gh. Petrescu (Inspectoratul general pentru controlul gospodăririi energiei şi combustibililor): Acţiuni privind modernizarea şi înlocuirea arzătoarelor de gaze industriale.

II.17. C. Avram şi I. Barbu (ICEM Bucureşti): Cercetări privind utilizarea combustibililor indigeni la elaborarea fontei de furnal.

II.18. I. Cioacă şi C. Cârlănescu (ICEM Bucureşti): Utilizarea arzătoarelor Tricem la cuptoarele de încălzire.

II.19. I. Grigoriu (IPROCHIM): Deşeurile din industria chimică — surse noi de energie ce urmează a fi valorificate cu randamente şi efecte superioare.

II.20. I. Nicolae (IPROCHIM): Analiza sistemelor de producţie din industria chimică folosind bilanţurile energetice globale.

II.21. M. Gogonea (Schela de extracţie Ţicleni): Raţionalizarea producerii şi utilizării energiei termice la Schela de extracţie Ţicleni.

II.22. M. Vinţan (Inspecţia energetică regională Banat): Rolul tehnologiilor de fabricaţie în industria textilă în economisirea energiei.

II.23. N. Măran şi I. Munteanu (Inspecţia energetică regională Banat): Reducerea consumului de combustibil şi energie — sarcină importantă pentru mărirea eficienţei economice la Combinatul siderurgic Reşiţa.

II.24. V. Săvulescu (Inspecţia energetică teritorială Prahova): Unele criterii în optimizarea bilanţurilor energetice.

II.25. P. Enăchescu (IPUC): Realizări şi tendinţe în recuperarea resurselor energetice secundare în industria chimică.

II.26. Gh. Irimescu (IPUC): Eficienţa economică obţinută prin modernizarea agregatelor energotehnologice în industria chimică.

II.27. C. Fulga (Întreprinderea Electrocentrale Bucureşti): Realizări şi perspective ale CET din Bucureşti.

II.28. M. Voinea (ISPE): Posibilităţile de adaptare a grupurilor de condensaţie de 330 MW şi 100 MW din CET Craiova în scopul utilizării acestora ca turbine de termoficare urbană pentru alimentarea cu căldură a oraşului Craiova.

II.29. L. Ghioca şi N. Popovici (ISPE): Probleme privind alimentarea cu căldură a Municipiului Craiova.

Grupa III — Conducerea proceselor energetice

III.1. C. Belea şi M. Ivănescu (Universitatea Craiova): Conducerea optimală a sistemelor cu parametri distribuiţi.

III.2. C. Brătianu (Inst. pol. Bucureşti): Economia de energie ca rezultat al conducerii.

III.3. D. Nicolae (Universitatea Craiova): Conducerea unui cazan de abur la randamente maxime cu ajutorul sistemelor adaptiv-industriale.

III.4. D. Nicolae: Conducerea optimal-adaptivă a unui grup turbogenerator.

III.5. E. Ritzinger (Centrul de perfecţionare a lucrătorilor din industria metalurgică — Bucureşti): Metode de conducere economică a agregatelor tehnologice şi energetice cu ajutorul tehnicii de calcul electronice.

Grupa IV — Surse noi de energie

IV.1. N. Gheorghiu, V. Nitu (Inst. pol. Bucureşti), V. Trifu şi A. Vlădescu (ISPE): Tehnologii noi în producerea energiei electrice şi atragerea de noi resurse în circuitul energetic.

IV.2. I. D. Stăncescu şi C. Moţoiu (Inst. pol. Bucureşti): Perspective şi limite în aplicarea industrială a noilor surse de energie.

IV.3. C. Moţoiu şi V. Muşatescu (Inst. pol. Bucureşti): Problema ale competitivităţii centralelor electrice de termoficare folosind deşeuri menajere.

IV.4. M. Cazacu (Inst. pol. Bucureşti): Posibilităţi şi probleme actuale privind valorificarea unor surse noi de energie.

IV.5. C. Oancea, M. Cazacu şi V. Fara (Inst. pol. Bucureşti): Asupra radiaţiei solare şi unele posibilităţi de utilizare a ei ca sursă auxiliară de energie la încălzirea locuinţelor în regiunile cu climă temperată.

IV.6. D. Constantinescu (INCERC): Utilizarea energiei solare în scopul preparării apei calde menajere.

IV.7. I. Purica şi A. Leca (Inst. pol. Bucureşti): Tubul de căldură.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.039.341.6:621.36:621.14

Арделяну, Фл., Мэруцэ, Ал. и *Стере, К.:* **Аспекты тепловой диффузии при взаимодействии между потоками теплой воды, происходящих из теплоэлектростанций, и натуральные течения вод, в которые они выбрасываются**

Описываются, на основе интерпретации уравнений, управляющих движением в источники, возможности развития теплого течения, особо выделяется влияние геометрических, гидравлических и тепловых коэффициентов. Анализируется проблема течений с вертикальным полем изотермов. Представлена общая логическая схема вычислительной программы.

Energetica 24 (1976), № 2, стр. 45–47

ДК 621.311.25:621.186:533

Попеску, Р., Миреску, Д., Бица, Н., Матей, П. и *Драгомир, Т.:* **Опыты по улучшению сжигания газов**

Energetica 24 (1976), № 2, стр. 48–50

ДК 621.311.25:621.186.003

Атанасович, В., Валя, Э. и *Рэдукану, К.:* **Потребление тепла в целях подготовки теплой воды и экономичность работы городских теплофикационных систем**

Дается статистический анализ потребления теплой воды для нужд городского комфорта на основе измерений, произведенных в целой группе тепловых пунктов. Устанавливаются графики потребительских характеристик, имея в виду форму потребителя и дни в течение недели. На основе этих графиков анализируется действие потребления теплой воды на городское отопление.

Energetica 24 (1976), № 2, стр. 50–55

ДК 621.643

Ионеску-Сисешть, Д., Джорджеску, Ст., Ионеску, Т. и *Думитреску, Т.:* **Устойчивость на износ трубопроводов из полиэфира, армированного волокном из стекла; старение, механическая устойчивость и воспламеняемость**

Energetica 24 (1976), № 2, стр. 55–59

ДК 621.646.3:532.57.08

Динеску, П. и *Косма, Г.:* **Тройная, подвижная балка для измерения расходов с гидрометрическими ветрянками**

Energetica 24 (1976), № 2, стр. 59–63

ДК 621.311(047)(73)

Доклады и новейшие исследования, касающиеся главнейших направлений исследовательских работ в США, в области электроэнергетических систем

Energetica 24 (1976), № 2, стр. 64–70

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.039.341.6 : 621.36 : 681.14

Ardeleanu, Fl., Măruță, Al. und *Stere, C.* : **Aspekte der Wärmediffusion bei der Zusammenwirkung der aus den Wärmekraftwerken ausgestossenen Warmwasserströmen mit den natürlichen Wasserläufen**

Auf Grund der die Strömung in der Warmwasserquelle regierenden Gleichungen werden die Entwicklungsmöglichkeiten des Warmwasserstromes unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses geometrischer, hydraulischer und wärmetechnischer Faktoren beschrieben. Ferner wird die Frage der senkrechtern Isothermenfelder aufweisender Strömung analysiert. Anschliessend wird das allgemeine logische Schema eines Berechnungsprogramms angegeben.

Energetica 24 (1976), H. 2, S. 45–47

DK 621.311 25 : 621.186 : 533

Popescu, R., Mirescu, D. u.a. : **Versuche zur Verbesserung der Gasverbrennung**

Energetica 24 (1976), H. 2, S. 48–50

DK 621.311.25 : 621.186.003

Athanasovici, V., Valea, E. und *Răducanu, C.* : **Wärmeverbrauch für Warmwasseraufbereitung und die Wirtschaftlichkeit des Betriebes städtischer Fernheizungssysteme**

Im Artikel wird an Hand der an einer Reihe von Wärmespeisestellen gewonnenen Messergebnissen eine statistische Analyse des für den städtischen Komfort bestimmten Warmwasserverbrauchs behandelt. Es werden die Verbrauchskurven in Abhängigkeit vom Verbraucher und Wochentag dargestellt. An Hand dieser Kurven wird die Wirkung des Warmwasserverbrauchs auf die stätdische Beheizungsaufgabe erörtert.

Energetica 24 (1976), H. 2, S. 50–55

DK 621.643

Ionescu-Sișești, D., Georgescu, St., Ionescu, T. und *Dumitrescu, T.* : **Abtragungsfestigkeit glassfaserarmierter Polyester-Rohrleitungen. Ihre Alterung, mechanische Festigkeit und Entzündbarkeit**

Energetica 24 (1976), H. 2, S. 55–59

DK 621.646.3 : 532.57.08

Dinescu, P. und *Cosma, Gh.* : **Dreifacher beweglicher Messbalken zur Durchflussmessung mit Hilfe von Wasserflügeln**

Energetica 24 (1976), H. 2, S. 59–63

DK 621.311(047)(73)

Neue Referate und Studien über die in den USA eingeschlagenen Hauptrichtungen in der Entwicklung der Forschungstätigkeit auf dem Gebiet der elektrischen Energieversorgungssysteme

Energetica 24 (1976), H. 2, S. 64–70

SOMMAIRE

CD 621.039.341.6 : 621.36 : 681.14

Ardeleanu, Fl., Măruță, Al. et *Stere, C.* : **Aspects de la diffusion thermique à l'interraction des courants d'eau chaude provenus des centrales thermiques avec les cours naturels d'eau où ils sont rejetés**

A base de l'intreprétation des équations régissant le mouvement dans l'émissaire, sont exposées les possibilités d'évolution du courant chaud, mettant en évidence l'influence des facteurs géométriques, hydrauliques et thermiques. On analyse le problème des courants à champ vertical d'isothermes. On présente le schéma logique général du programme de calcul.

Energetica 24 (1976), no. 2, p. 45–47

CD 621.311.25 : 621.186 : 533

Popescu, R., Mirescu, D. et. a. : **Expérimentations concernant l'amélioration de la combustion des gas**

Energetica 24 (1976), no. 2, p. 48–50

CD 621.311.25 : 621.186.003

Athanasovici, V., Valea, E. et *Răducanu, C.* : **La consommation de chaleur pour le traitement de l'eau chaude et l'économie du fonctionnement des systèmes pour le chauffage urbain**

Les auteurs présentent une analyse statistique de la consommation d'eau chaude pour le confort urbain, à base des mesures effectuées dans nombre de points thermiques. Les courbes caractéristiques de consommation sont établies par rapport à la nature du consommateur et aux jours de la semaine. A base de ces courbes on analyse l'effet de la consommation d'eau chaude sur le chauffage urbain.

Energetica 24 (1976), no. 2, p. 50–55

CD 621.643

Ionescu-Sisești, D., Georgescu, St., Ionescu, T. et *Dumitrescu, T.* : **Résistance à l'abrasion des conduits en polyester armés à fibre de verre ; vieillissement, résistances mécaniques et inflammabilité**

Energetica 24 (1976), no. 2, p. 55–59

CD 621.646.3 : 532.57.08

Dinescu, P. et *Cosma, Gh.* : **Poutre mobile triple pour la mesure des débits par moulinets**

Energetica 24 (1976), no. 2, p. 59–63

CD 621.311(047)(73)

Conférences et études récentes sur les principales directions de la recherche aux Etats-Unis dans le domaine des réseaux électriques

Energetica 24 (1976), no. 2, p. 64–70

CONTENTS

DC 621.039.341.6 : 621.36 : 681.14

Ardeleanu, Fl., Măruță, Al. und *Stere, C.* : **Aspects of thermal disposal at the interaction of thermal plants warm discharges and river courses**

Based on the equations governing the movement in the emissary, the warm water current evolution possibilities are described, outlining the influence of geometric, hydraulic and thermal agents. The problem of vertical isothermal field currents is analysed. The general logic diagram of the calculation programme is presented.

Energet.ca 24 (1976), nr. 2, p. 45–47

DC 621.311.25 : 621.186 : 533

Popescu, R., Mirescu, D. a.o. : **Tests concerning the gase burning improvement**

Energetica 24 (1976), nr. 2, p. 48–50

DC 621.311.25 : 621.186.003

Athanasovici, V., Valea, E. und *Răducanu, C.* : **Heat consumption for water heating and the urban district heating system economy**

A statistical analysis of the warm water consumption for the urban welfare, based on the measurements in different thermal points is presented. The characteristical consumption curves are drawn up, considering the nature of the consumer and the days of the week. On this basis, the effect of warm water consumption on the urban heating is analysed.

Energetica 24 (1976), nr. 2, p. 50–55

DC 621.643

Ionescu-Sisești, D., Georgescu, St., Ionescu, T. and *Dumitrescu T.* : **Abrasion resistance of glass fiber reinforced pipes ; ageing mechanical resistance and flammability**

Energetica 24 (1976), nr. 2, p. 55–59

DC 621.646.3 : 532.57.08

Dinescu, P. and *Cosma, Gh.* : **Triple mobile beam for flow measurements with flowmeters**

Energetica 24 (1976), nr. 2, p. 59–63

DC 621.311(047)(73)

Conferences and recent studies in the USA regarding the main directions of research in the field of the powe system

Energetica 24 (1976), nr. 2, p. 64–70

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

București, Bd. Energeticienilor nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

BAZA EXPERIMENTALĂ a Laboratorului de hidrotehnică în centrale termoelectrice din ICEMENERG, construită după cele mai noi concepții, este dotată cu următoarele instalații experimentale :

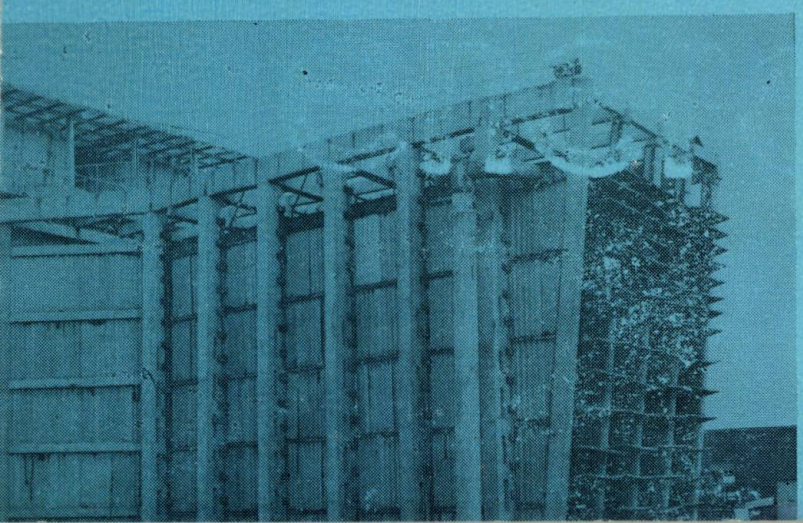
- Stand experimental pentru hidrotransportul materiilor solide
- Instalație semiindustrială de hidrotransport
- Stand pentru încercarea la încovoiere a tuburilor din mase plastice
- Mașină pentru studiul rezistenței la abraziune a conductelor
- Stație-pilot pentru turnuri de răcire 20-45000 m^3/h, scara 1/1
- Tunel aerodinamic pentru turnuri de răcire, scara 1/1
- Stand de cercetări aerodinamice pentru turnuri
- Stand pentru cercetări termice la turnuri de răcire
- Stand experimental pentru lacuri de răcire, scara 1/100 - 1/500
- Stand pentru etalonarea instalațiilor debitmetrice pe conducte
- Canal vitrat pentru cercetări hidraulice și difuzie

Activitatea sectorului de hidrotehnică în centrale termoelectrice se desfășoară în următoarele domenii :

- Hidrotransportul prin conducte al materiilor solide : cenuși, zguri, șlamuri, cărbuni, nisipuri, minereuri etc.
- Înlocuirea conductelor metalice cu conducte de hidrotransport și termoficare din material plastic
- Turnuri de răcire de mare capacitate în contracurent sau curent încrucișat
- Materiale noi în sistemele de răcire ale turnurilor de răcire
- Lacuri de răcire
- Mișcări nepermanente pe conducte și canale
- Poluare termică în rîuri și lacuri
- Debitmetrie pe circuitele de răcire
- Aparataj de măsură și semnalizare a parametrilor caracteristici în turnuri de răcire, hidrotransport, debitmetrie etc.

Realizările mai însemnate ale sectorului :

- Hidrotransportul zgurilor și cenușilor
- Folosirea conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă la hidrotransport



- Soluții noi pentru măsurători ale debitului de apă pe conducte, ale vitezei aerului, ale concentrației hidroamestecului etc.
- Aerodinamica și schimbul de căldură la turnurile de răcire de mare capacitate
- Termohidrodinamica lacului de răcire pentru o centrală nuclearoelectrică
- În domeniile de mai sus, Laboratorul hidro are o bogată experiență, fiind în măsură a rezolva orice problemă din industrie

1976 JUN 04

=2039

REFERÁLVA

MW

R

3

energetica

VOLUMUL XXIV

BUCUREȘTI

MARTIE 1976

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

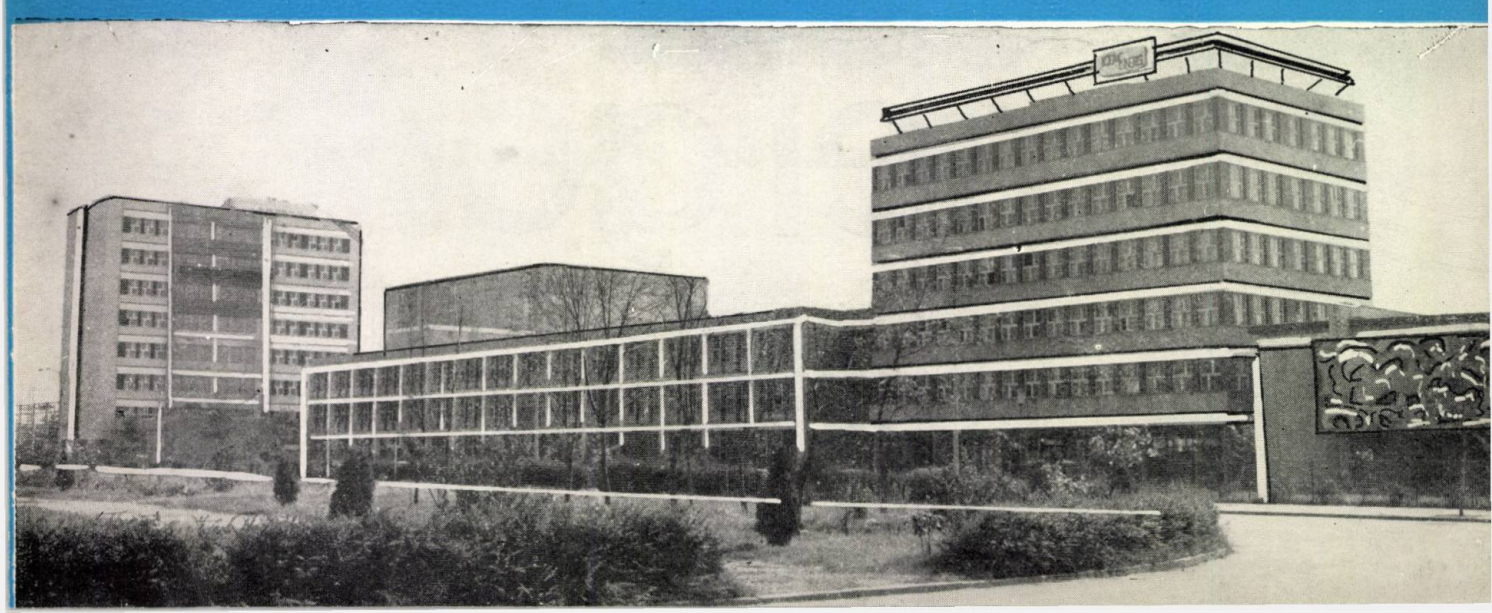
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883 ORSZ.

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 3 Martie

Cuprinsul

Pag.

C. Moţoiu şi *I. Prisecaru* **Încălzirea apei în ruri datorită centralelor electrice şi efectele asupra instalaţiilor de răcire din industrie** 81—85

L. Stanisavlievici **Balanţa ionică în filtrul cu pat mixt** 85—89

Fl. Busuioc, Ed. Costiner, A. Niculescu, V. Zaharia, R. Popescu şi *V. Marinescu* **Corelarea conţinutului de hidrogen din abur cu regimul de funcţionare a cazanelor cu parametri ridicaţi** 89—93

M. Pomârleanu, L. Bejuscu şi *B. Făinaru* **Utilizarea unor reţele succesiv reduse pentru studii de stabilitate statică în sisteme electroenergetice complexe** 94—97

G. Manolescu, M. Stein şi *Gh. Vâlcereanu* **Asupra unor criterii de risc privind alegerea configuraţiei reţelelor de transport zonale** 91—101

ENERGETICA PESTE HOTARE

A. Petroianu **Direcţii de cercetare în domeniul dispecerului economic. Teze de doctorat elaborate în perioada 1969—1974 în S.U.A. şi Canada** 101—106

CRONICĂ

N. Dănilă şi *N. Niculescu* **A IV-a Consfătuire a termoenergeticienilor — Săvineşti, octombrie 1975** 107—108

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.22/23:628.543.93.003.1

Моцою, К. и Присекару I.: **Подогревание воды в реках благодаря электростанциям и действия на охладительные установки промышленности**

Соображения, касающиеся дополнительных затрат (капиталовложения и расходы по эксплуатации) промышленностей, использующих в качестве агента охлаждения воду натуральных течений, ухудшенных термически теплоэлектростанциями, установленными вверху по течению в целях охлаждения технологических жидкостей постоянной температурой охлаждения.

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 81–85

ДК 66.067.3:661.47

Станисавлиевич, Л.: **Ионические балансы в фильтре со смешанным настилом**

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 85–89

ДК 621.18:543.257.1:620.193

Бусуиок, Фл., Костинер, Эд. и др.: **Взаимоотношение содержания водорода из пара при режиме работы котлов на повышенных параметрах**

Представлены возможности выявления появления процессов коррозии путем измерения и постоянного регистрирования значений водорода, растворенного в воде и в паре котлов. Измерения водорода были произведены с помощью аппарата для измерения содержания водорода (водородомер) при различных условиях тепловых и химических режимов.

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 89–93

ДК 621.135

Манолеску, Г., Штейн, М. и Вылчеряну, Г.: **Относительно некоторых критериев риска, имея в виду выбор конфигурации транспортных зонных сетей**

Рассматриваются критерии безопасности (статистически-вероятностные) примененные при размеренности структуры зональных транспортных сетей электроэнергии, в особенности для дефицитных зон.

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 94–97

ДК 621.311.001.2

Помырляну, М., Бежуску, Л. и *Фэинару, Б.*: **Использование некоторы х сетей, сокращенных последовательно, для изучения статической устойчивости в сложных электроэнергетических сетях**

Представлены конкретные примеры расчетов, из которых делаются выводы относительно возможностей использования некоторых эквивалентов типа РЗИ в исследованиях статической устойчивности с удовлетворительными результатами в том, что касается точности и значительного сокращения времени расчета.

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 97–101

ДК 621.311(043)

ЭНЕРГЕТИКА ЗАРУБЕЖОМ

Петряну, А.: **Направления исследования в области экономического диспетчерата (докторские диссертации, разработанные в период 1969—1974 гг. в США и в Канаде)**

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 101–106

ХРОНИКА

ДК 621.311.25:621.186.061.3

Дзнилэ, Н. и *Никулеску, Н.* **4-е Совещание теплоэнергетиков — Сэвинешть, октябр 1975 г.**

Energetica 24 (1976), № 3, стр. 107–108

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.22/23:628.543.93.003.1

Moţoiu, C. und *Prisecaru, I.*: **Flusswassererwärmung unter Kraftwerkseinwirkung und ihr Einfluss auf die industriellen Kühlanlagen**

Es werden die durch den Gebrauch des durch die Einwirkung der Kraftwerke wärmebelasteten Wassers der natürlichen Wasserläufe entstandenen Mehrkosten (Investitions- und Betriebskosten) der Industriebetriebe in den Vordergrund gestellt, die solches Wasser zur Abkühlung von Prozessflüssigkeiten einsetzen, die eine konstante Kühlungstemperatur erfordern.

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 81–85

DK 66.067.3:661.47

Stanisavlievici, L.: **Ionenbilanz im Mischbettfilter**

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 85–89

DK 621.18:543.257.1:620.193

Busuioc, Fl., Costiner, Ed. u.a.: **Der Zusammenhang zwischen dem Wasserstoffinhalt im Wasserdampf und der Fahrweise der Hochdruckdampferzeuger**

Es werden die bestehenden Möglichkeiten zur Wahrnehmung der Korrosionserscheinungen durch weiterführende Vermessung und Aufschreibung der Werte des im Wasser und Wasserdampf der Kesselanlagen gelösten Wasserstoffs betrachtet. Die Waserstoffmessungen wurden mit Hilfe des Wasserstoffmessers unter verschiedenen thermischen und chemischen Fahrbedingungen durchgeführt.

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 89–93

DK 621.315

Manolescu, G., Stein, M. und *Vâlcereanu, Gh.*: **Kriterien der Betriebsunsicherheit bei der Wahl der Schaltbildgestaltung der zonalen Übertragungsnetze**

Die Autoren betrachten die bei der Strukturgestaltung der zonalen Hochspannungs-Übertragungsleitungen insbesondere in den Bedarfszonen einsetzbaren statisch-wahrscheinlichen Kriterien der Betriebssicherheit.

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 94–97

DK 62 1.311.001.2

Pomârleanu, M., Bejuscu, L. und *Făinaru, B.*: **Verwendung von Äquivalentschaltbildern bei der Untersuchung der statischen Stabilität in komplexen Energieversorgungssystemen**

Es werden konkrete Berechnungsbeispiele angeführt und daraus Schlussfolgerungen hinsichtlich der Verwendungsmöglichkeiten von radialen unabhängigen Äquivalentschaltbildern bei der Untersuchung der statischen Stabilität gezogen, die eine genügende Genauigkeit und eine bedeutende Herabsetzung der Berechnungszeit ergeben.

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 97–101

DIE ENERGIEWIRTSCHAFT IM AUSLAND

DK 621.311 (043)

Petroianu, A.: **Forschungsrichtungen auf dem Gebiet der ökonomischen Koordinierung (Doktorarbeiten, die in der Zeitspanne 1969—1974 in den USA und in Kanada ausgearbeitet wurden)**

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 101–106

CHRONIK

DK 621.311.25 ;621.186.061.3

Dănilă, N. und *Niculescu, N.*: **Die IV. Beratung der Wärmeenergetiker, Săvineşti, Oktober 1975**

Energetica 24 (1976), H. 3, S. 107–108

SOMMAIRE

CD 621.311.22/23:628.543.93.003.1

Moţoiu, C. et *Prisecaru, I.* : **Chauffage de l'eau des rivières causé par les centrales électriques et ses effets sur les installations de refroidissement dans l'industrie**

Considérations sur les frais supplémentaires (investissements et frais d'exploitation) des industries utilisant comme agent de refroidissement l'eau des cours naturels altérés thermiquement par les centrales thermiques en amont, dans le but de refroidir les fluids technologiques à température de refroidissement constante.

Energetica 24 (1976), no. 3, p. 81–85

CD 66.067.3:661.47

Stanisavlievici, L. : **Balance ionique dans le filtre à lit mixte**

Energetica 24 (1976), no. 3, p. 85–89

CD 621.18:543.257.1:620.193

Busuioc, Fl., Costiner, Ed. et a. : **Corrélation du contenu en hydrogène de la vapeur avec le régime de fonctionnement des chaudières à paramètres élevés**

Les auteurs présentent les possibilités de signaler l'apparition des processus de corrosion par la mesure et l'enregistrement continu des valeurs de l'hydrogène dissous dans l'eau et la vapeur des chaudières. Les mesurages de l'hydrogène ont été executés à l'aide de l'hydrogènomètre dans différentes conditions des régimes thermiques et chimiques.

Energetica 24 (1976), no. 3, p. 89–93

CD 621.315

Manolescu, G., Stein, M. et *Vâlcereanu, Gh.* : **Sur quelques critères du risque concernant le choix de la configuration des réseaux de transport par zones**

Sont examinés les critères de fiabilité (statistiques-probabilistiques) appliquables au dimensionnement de la structure des réseaux de transport de l'énergie électrique par zones, notamment pour les zones déficitaires.

Energetica 24 (1976), no. 3, p. 94–97

CD 621.311.001.2

Pomârleanu, M., Bejuscu, L. et *Făinaru, B.*: **Utilisation des réseaux successivement réduits pour des études de stabilité statique dans les réseaux électriques complexes**

Les auteurs présentent quelques exemples concrets de calcul dont on tire des conclusions sur les possibilités d'utiliser des équivalents du type REI dans les études de stabilité statique, basés sur des résultats satisfaisants en ce qui concerne la précision et en réduisant sensiblement la durée de calcul.

Energetica 24 (1976), no..3, p. 97–101

L'ENERGETIQUE A L'ETRANGER

CD 621.311 (043)

Petroianu, A. : **Directions des recherches dans le domane du dispatcher économique (thèses élaborés dans laé priode 1969—1974 aux Etats-Unis et au Canada)**

Energetica 24 (1976), no. 3 p. 101–106

CHRONIQUE

CD 621.311.25 ;621.186.061.3

Dănilă, N. et *Niculescu, N.* : **La IVe Conférence des ingénieurs thermoénergétiques — Săvineşti, Octobre 1975**

Energetica 24 (1976), no. 3, p. 107–108

CONTENTS

DC 621.311.22/23: 628.543.93.003.1

Moţoiu, C. and *Prisecaru, I.* : **Water heating of the rivers due to thermal plants and its effects on the cooling installations from industry**

Considerations about extra expenses (investments and operation costs) of industries using as cooling agent the water of thermal polluted natural courses due to the upstream thermal plants in order to cool technologic liquids to a constant cool temperature.

Energetica 24 (1976), nr. 3, p. 81–85

DC 66.067.3:661.47

Stanisavlievici, L. : **Ionic balance in mixt bed filter**

Energetica 24 (1976), nr. 3, p. 85–89

DC 621.18 ;543.257.1 ;620.193

Busuioc, Fl., Costiner, Ed. a.o. : **Interrelationship between the hydrogen content in steam and the operation regime of boilers with high parameters**

The possibilities to signalize the corrosion processes initiation by a continous measurement and registration of the hydrogen values dissolved in the boiler water and steam are presented. The hydrogen measurements have been carried out by means of a hydrogenmeter in different conditions of thermal and chemical states.

Energetica 24 (1976), nr. 3, p. 89–93

DC 621.315

Manolescu, G., Stein, M. and *Vâlcereanu, Gh.* : **Upon some risk criteria regarding the zonal transport networks configuration choice**

Safety criteria (statistic-probabilistic ones) useful for the zonal transport networks structure dimensioning especially for deficitary areas are studied.

Energetica 24 (1976), nr. 3, p. 94–97

DC 621.311.001.2

Pomârleanu, M., Bejuscu, L. and *Făinaru, B.* : **Use of some successively reduced networks for static stability studies in large power systems**

Concrete calculation examples are presented for concluding upon the possibility to use REI equivalents in static stability studies, with good results as concerning precision and with a good reduction of calculation time.

Energetica 24 (1976), nr. 3, p. 97–101

ENERGETICS ABROAD

DC 621.311(043)

Petroianu, A. : **Research directions in the field of the economic dispatcher (doctor dissertations elaborated during 1969-1974 in the USA and Canada)**

Energetica 24 (1976), nr. 3, p. 101–106

CHRONICS

DC 621.311.25:621.186.061.3

Dănilă, N. and *Niculescu, N.* : **The 4-th Session of the thermal power engineers — Săvineşti, October 1975**

Energetica 24 (1975), nr. 3, p. 107–108

Încălzirea apei în rîuri datorită centralelor electrice și efectele asupra instalațiilor de răcire din industrie

Conf. ing. **C. Moțoiu**
și asist. ing. **I. Prisecaru***

1. Temperatura apei din rîuri și modificarea ei de către instalațiile industriale

Dimensionarea instalațiilor schimbătoare de căldură pentru răcire în industrie depinde în principal de temperatura agentului de răcire, apa, și de temperatura necesar a se asigura la fluidul tehnologic răcit.

În industria energiei electrice, în cazul centralelor termoelectrice cu condensație, temperatura mediului care cedează căldura (în acest caz aburul care condensează în condensator) are o influență directă asupra randamentului circuitului electric.

O scădere în medie cu patru grade a temperaturii de condensare aduce o îmbunătățire de aproximativ un procent a randamentului, conducînd la însemnate economii de combustibil.

Apa din rîuri constituie surse de răcire cu temperatura cea mai coborîtă din natură. De aici interesul pentru răcirea centralelor termoelectrice în circuit deschis sau în circuit mixt, folosind în maximă măsură apa rîurilor.

Temperatura naturală a apei din rîurile țării noastre depinde în principal de temperatura și de umiditatea aerului, respectiv de condițiile de schimb de căldură cu mediul înconjurător.

Echilibrul termic între apa rîului și mediul înconjurător conduce la o curbă de corelare statistică între temperatura medie a aerului și temperatura apei, redată în figura 1.

Analitic, relația între temperatura medie a aerului și temperatura medie a apei poate fi exprimată prin formulele [1]:

— în funcție de temperatura termometrului uscat, T_a:

$$T_R = 2{,}3 + 4{,}65\frac{T_a}{10} + 3{,}95\left(\frac{T_a}{10}\right)^2 - 0{,}9\left(\frac{T_a}{10}\right)^3 \text{ [°C]}; \quad (1a)$$

— în funcție de temperatura termometrului umed, τ_a;

$$T_R = 3 + 6{,}3\frac{\tau_a}{10} + 4{,}4\left(\frac{\tau_a}{10}\right)^2 - 0{,}933\left(\frac{\tau_a}{10}\right)^3 \text{ [°C]}. \quad (1b)$$

*) Autorii sînt cadre didactice la Catedra de centrale electrice, Institutul politehnic București.

În figura 1 este redată temperatura apei și a aerului pentru o serie de cursuri de apă analizate, din țara noastră, arătînd apropierea strînsă între expresia analitică și datele practice.

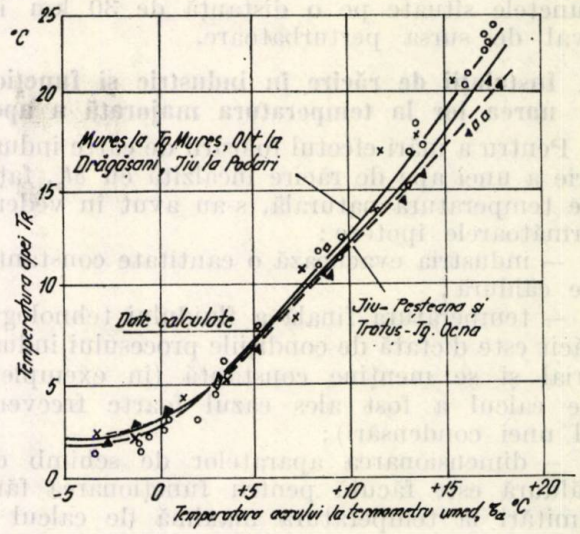


Fig. 1. Corelații între temperatura aerului și temperatura apei în rîuri. Temperaturi medii lunare multianuale.

Centralele termoelectrice formează principala sursă de evacuare a căldurii în rîurile ce le servesc ca mediu de răcire.

Pînă în prezent, în evaluarea economică a răcirii la centralele termoelectrice au fost considerate numai efectele asupra centralei propriu-zise, și anume modificări de investiții, de cheltuieli anuale de exploatare, de consum de combustibil și de putere disponibilă.

Din necesitatea de a găsi la nivel de economie națională socialistă optimul folosirii apei unui rîu pentru întreaga industrie care întrebuințează debitele acestuia pentru răcire, rezultă că trebuie să se analizeze sistemul constituit din centrala electrică și industriile aflate în aval de aceasta, în zona în care se resimte încălzirea apei produsă de căldura evacuată din centrala termoelectcă.

Perturbarea echilibrului termic al rîului datorită unei încălziri locale considerată homotermă, în toată secțiunea de curgere, se propagă pe o distanță de ordinul și mărimea a zecilor de kilometri, atenuîndu-se prin intensificarea schimbului de căldură prin convecție și prin evaporare către atmosferă.

Cercetările efectuate de Catedra de centrale electrice a Institutului politehnic București, pe rîul Mureș în aval de Centrala termoelectrică Luduș, au stabilit o relație de dependență între încălzirea apei δt_x, la distanța de x kilometri în aval de locul sursei de încălzire, producînd ridicarea de temperatură a apei δt_0 [2].

Relația este:

$$\delta t_x = \delta t_0 \cdot \exp\left[(0{,}235 - 0{,}388)\,\varphi^{0{,}4}\right] \text{ [grd]}, \quad (2)$$

unde φ este umiditatea relativă a aerului.

Pentru rîul Mureș, abaterea medie a rezultatelor obținute aplicînd relația (2), în raport cu măsurătorile efectuate în perioada caldă de vară, a fost de cel mult 0,215 grd, în toate punctele situate pe o distanță de 30 km în aval de sursa perturbatoare.

2. Instalații de răcire în industrie și funcționarea lor la temperatura majorată a apei

Pentru a mări efectul folosirii de către industrie a unei ape de răcire încălzită cu δt_x, față de temperatura naturală, s-au avut în vedere următoarele ipoteze:

— industria evacuează o cantitate constantă de căldură;

— temperatura finală a fluidului tehnologic răcit este dictată de condițiile procesului industrial și se menține constantă (în exemplele de calcul a fost ales cazul foarte frecvent al unei condensări);

— dimensionarea aparatelor de schimb de căldură este făcută pentru funcționarea fără limitări la temperatura maximă de calcul a agentului de răcire (apa de rîu). Creșterea acesteia cu δt_x impune modificări în dimensionarea instalației de răcire industrială.

Pentru instalația modificată s-au studiat următoarele cazuri posibile:

Cazul I — Se menține neschimbat debitul de apă de răcire și deci încălzirea apei

Diagrama schimbului de căldură este redată în figura 2.

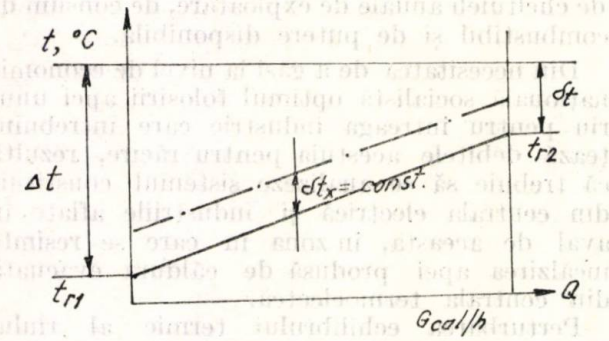


Fig. 2. Diagrama schimbului de căldură, cazul I.

Ipotezele de calcul pentru cazul I se bazează pe:

— Secțiunea de scurgere și viteza în schimbător se păstrează constante, deci coeficienții globali de schimb de căldură K rămîn aceiași;

— Diferența medie de temperatură trece de la Δt_{med} la $\Delta t'_{med}$, ceea ce mărește suprafețele de schimb de căldură în raportul Z

$$Q = K \cdot S \cdot \Delta t_{med} = K' \cdot S' \cdot \Delta t'_{med} \qquad (3)$$

și deoarece $K = K'$:

$$Z = \frac{S'}{S} = \frac{\Delta t_{med}}{\Delta t'_{med}} = \frac{\ln \dfrac{\Delta t - \delta t_x}{\delta t - \delta t_x}}{\ln \dfrac{\Delta t}{\delta t}} \qquad (4)$$

Mărirea suprafeței se realizează prin lungirea țevilor schimbătorului de căldură, ceea ce conduce la creșterea puterii și energiei consumate pentru pomparea apei.

Pentru un debit de căldură $Q = 1$ Gcal/h, diferența de:

$$\Delta P = P' - P = \frac{4{,}13\,(Z-1)\,H}{\Delta t - \delta t} \text{ [kW/Gcal].} \qquad (5)$$

Diferența de energie electrică consumată este:

$$\Delta E = E' - E = \Delta P \cdot \tau_P \text{ [kWh/Gcal],} \qquad (6)$$

unde

H este rezistența hidraulică a schimbătorului de căldură în situația inițială;

τ_P — timpul de funcționare a aparatului.

Raportul Y al puterilor și consumurilor de energie în schimbătorul propriu-zis rezultă:

$$Y = \frac{P'}{P} = Z \qquad (7)$$

Pentru cazul I au fost făcute, pentru exemplificare, calcule parametrice în domeniul valorilor uzuale din practică, și anume:

$\Delta t = 8, 14, 20$; $\delta t = 5, 7, 9$; $\delta t_x = 1, 2, 3$ [grd].

În figura 3 sînt trasate diagramele de variație $z = f(\delta t_x)$. Rezultă că modificările relative

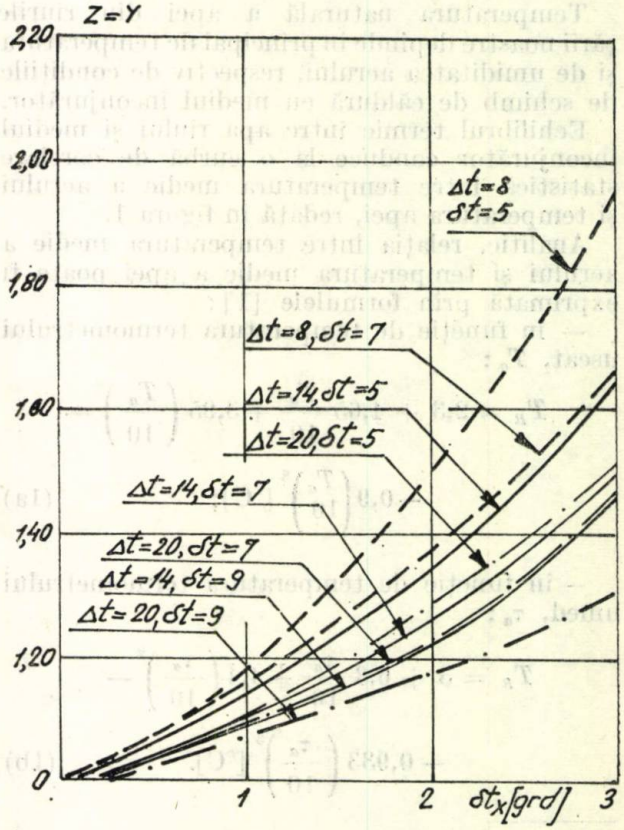


Fig. 3. Variația raportului suprafețelor de schimb de căldură și a energiilor de pompare, cazul I.

de suprafețe se reduc cu creșterea lui Δt și δt și evident cresc cu δt_x. Pentru $\delta t_x = 3$ grd, sporul de suprafață și consumul de energie sînt practic cuprinse între 150 și 200%.

Cazul II — *Se modifică debitul apei de răcire menținînd constantă diferența de temperatură* δt și evident temperatura de condensare a agentului tehnologic

Diagrama schimbului de căldură este redată în figura 4.

Pentru calcul s-a considerat că modificarea aparatelor schimbătoare de căldură se face

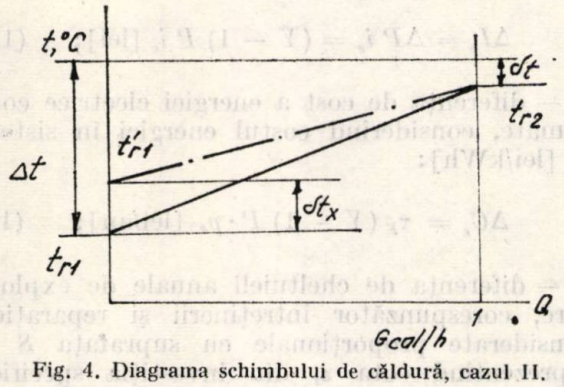


Fig. 4. Diagrama schimbului de căldură, cazul II.

cu menținerea secțiunii de curgere, deci practic a plăcilor tubulare, modificînd lungimea tuburilor.

Admițîndu-se un debit variabil de apă de răcire, viteza apei fiind proporțională cu debitul, se scrie raportul coeficienților globali de schimb de căldură, care variază cu viteza după relația [3]:

$$\frac{K}{K'} = \left(\frac{w}{w''}\right)^x = \left(\frac{D}{D'}\right)^x \qquad (8)$$

unde

w și D reprezintă viteza, respectiv debitul apei de răcire;

x — coeficient ce ține seama de construcția aparatului și temperatura apei de răcire la ieșire; poate fi considerat în limitele 0,35 ÷ 0,45.

Din ecuația schimbului de căldură (3), ținînd seamă de relația (8), rezultă:

$$Z = \frac{S}{S'} = \left(\frac{t_{r2} - t_{r1}}{t_{r2} - t_{r1} - \delta t_x}\right)^{(1-x)} - \frac{\ln \dfrac{\Delta t - \delta t_x}{\delta t}}{\ln \dfrac{\Delta t}{\delta t}}. \qquad (9)$$

Raportul puterilor și energiilor de pompare, calculat în aceleași notații ca în cazul I, este dat de:

$$Y = \frac{P'}{P} = Z\left(\frac{t_{r2} - t_{r1}}{t_{r2} - t_{r1} - \delta t_x}\right)^3. \qquad (10)$$

Pentru mărimile Z și Y, ținînd seamă de modificarea suprafețelor și a vitezelor de circulație a apei au fost făcute calcule de exemplificare în condițiile parametrice din cazul I, rezultînd rapoartele Z și Y din tabelul 1.

În figura 5 s-au trasat diagramele variației raportului $Y = f(\delta t_x)$.

Calculele au fost efectuate pentru cazul curent $x = 0{,}35$.

Tabelul 1

δt_x, grd		1			2			3		
Δt, grd \ δt		5	7	9	5	7	9	5	7	9
8	Z	0,932	—	—	2,042	—	—	—	—	—
	Y	3,144	—	—	55,143	—	—	—	—	—
10	Z	0,980	0,917	—	0,945	0,765	—	0,881	—	—
	Y	1,914	3,095	—	4,375	6,885	—	13,766	—	—
14	Z	1,002	0,987	0,962	1,001	0,968	0,908	0,997	0,938	0,824
	Y	1,426	1,568	1,879	2,127	2,655	4,201	3,364	5,028	12,874
20	Z	1,007	1,002	0,996	1,014	1,003	0,910	1,021	1,002	0,98
	Y	1,239	1,272	1,325	1,558	1,655	1,660	1,994	2,201	2,540
24	Z	1,008	1,004	1,000	1,075	1,008	1,000	1,023	1,012	0,999
	Y	1,185	1,204	1,230	1,501	1,468	1,536	1,713	1,811	1,951

Se constată că rapoartele puterilor consumate sînt mai importante decît în primul caz; în schimb, pentru majoritatea situaţiilor din domeniul uzual din practică, raportul Z este apropiat de unitate.

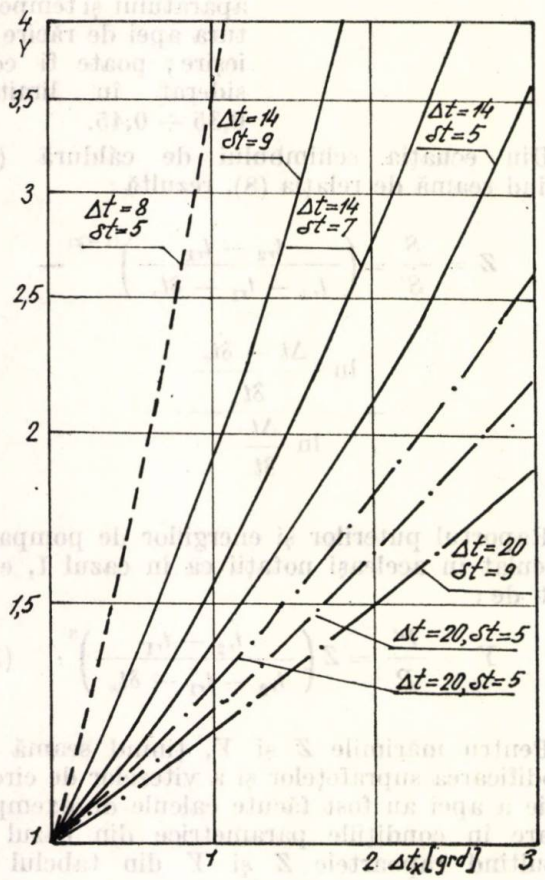


Fig. 5. Variaţia energiei de pompare a agentului termic prin schimbător, cazul II.

Cazul III — *Aparatul de schimb de căldură este neschimbat, dar se modifică debitele de apă de răcire* pentru menţinerea temperaturilor fluidului tehnologic răcit

Avînd în vedere că în cazul II, $Z \simeq 1$, rezultă că practic cazul III este asimilat cazului II şi nu au fost făcute alte calcule pentru această situaţie.

3. Concluzii asupra rezultatelor şi propuneri pentru procedee de alegere a unei soluţii optime

Pentru o comparaţie tehnico-economică intervin în calcule următoarele elemente:

— investiţia suplimentară pentru majorarea suprafeţelor de schimb de căldură, considerînd costul specific al schimbătorului i_s, lei/m²;

$$\Delta I_s = (Z - 1)\, S \cdot i_s \text{ [lei]} \qquad (11)$$

— investiţia suplimentară pentru mărirea debitului de apă de răcire (pompe, conducte, lucrări la priza de apă, eventual site mecanice);

$$\Delta I_d = \left[\left(\frac{D'}{D}\right)^{0.7} - 1\right] D\, i_d =$$

$$= (X^{0.7} - 1)\, D\, i_d \text{ [lei/an]}, \qquad (12)$$

unde i_d reprezintă investiţia specifică corespunzătoare debitului intrat;

— investiţia de echivalare pentru diferenţa de putere consumată, considerînd investiţia specifică de echivalare i_e [lei/kW]:

$$\Delta I_e = \Delta P\, i_e = (Y - 1)\, P\, i_e \text{ [lei]}; \qquad (13)$$

— diferenţa de cost a energiei electrice consumate, considerînd costul energiei în sistem p_e [lei/kWh]:

$$\Delta C_e = \tau_F\, (Y - 1)\, P \cdot p_e \text{ [lei/an]}; \qquad (14)$$

— diferenţa de cheltuieli anuale de exploatare, corespunzător întreţinerii şi reparaţiei, considerate proporţionale cu suprafaţa S şi reprezentînd cota ε_s din investiţia specifică i_s şi cota ε_d din investiţia specifică i_d:

$$\Delta C_r = (Z - 1)\, S \cdot \xi_s \cdot i_s + \left[\left(\frac{D'}{D}\right)^{0.7} - 1\right] D \cdot$$

$$\cdot \varepsilon_d \cdot i_d \text{ [lei/an]}. \qquad (15)$$

Pentru restul cheltuielilor, legate de personal, ele pot fi considerate nediferenţiate între soluţii.

Cheltuielile suplimentare totale actualizate, considerînd rata actualizării p, pe durata perioadei de folosire n ani, vor fi:

$$\Delta C^{act} = I\,(1 + p)^n + C_{an} \frac{(1 + p)^n - 1}{p} \text{ [lei]}. \qquad (16)$$

Funcţia de eficienţă sub această formă presupune constante cheltuielile anuale, deci durate de utilizare τ_F egale în decursul timpului.

În cazul variantelor 1 şi 2, aceste cheltuieli suplimentare se scriu:

— considerînd $Y_1 = Z_1$:

$$\Delta C_1^{act} = (Z_1 - 1)\Big[(1 + p)^n\,(S\, i_s + P\, i_e) +$$

$$+ \frac{(1+p)^n - 1}{p}\,(\tau_F\, P\, p_e + S\, \varepsilon_s\, i_s)\Big] \text{[lei]}; \qquad (17)$$

— considerînd $Z_2 = 1$:

$$\Delta C_2^{act} = (1+p)^n \left[(Y-1)\, P i_e + (X^{0,7}-1)\, D\, i_d + \right.$$

$$\left. + \frac{(1+p)^n - 1}{p} \tau_F (Y-1) P p_e + (X^{0,7}-1) D i_d \right] \text{[lei]}. \quad (18)$$

Cea mai mică dintre cele două cheltuieli indică soluţia avantajoasă.

Legat de calculul optimal al soluţiei pentru răcirea centralei electrice, rezultă în plus următoarele :

Considerînd cele m industrii afectate de cheltuieli suplimentare, totalul cheltuielilor actualizate suplimentare ce revin soluţiei de răcire a centralei termoelectrice care au ca rezultat încălzirea rîului este : $\sum_{j=1}^{j=m} C_{mj}^{act}$.

Dacă între soluţia de răcire folosind rîul şi cea folosind turnurile de răcire apare o diferenţă de putere netă — ΔP_{net}, de consum specific — Δq, respectiv o diferenţă de investiţie — ΔI_{CTE}, sporul de cheltuieli anuale actualizate la centrala electrică între soluţiile de răcire este [5] :

$$\Delta C_{CTE}^{act} = (1+p)^n \Delta I_{CTE} + \frac{(1+p)^n - 1}{p} \tau_F P \cdot \Delta q \cdot$$

$$\cdot i_B + (1+p)^n \Delta P_{net} i_e + \frac{(1+p)^n - 1}{p} \tau_F \cdot$$

$$\cdot \Delta P_{net} (q_{sist} - q)\, i_B \text{ [lei]}, \quad (19)$$

unde

i_B este costul unităţii de energie în combustibil ;

τ_F — durata de utilizare a puterii suplimentare ΔP_{net} ;

q_{sist} — consumul specific al centralei din sistem care înlocuieşte diferenţa de putere P_{net}.

Diferenţa U la nivelul sistemului centrală-industrii se scrie :

$$U = \Delta C_{CTE}^{act} - \sum_{j=1}^{j=m} C_{min \cdot j}. \quad (20)$$

În acelaşi mod se poate calcula :

a) oportunitatea instalării unui turn pentru reducerea temperaturii apei restituite de centrală în rîu, cunoscînd că investiţia acestuia I_T este dependentă de creşterea de temperatură remanentă Δt_0^* :

$$I_T = f(\Delta t_0 - \Delta t_0^*), \quad (21)$$

cu limite $I_T = \infty$ dacă $\Delta t_0 = 0$ şi $I_T = 0$ la $t_0 = t_0^*$.

b) interesul pentru instalarea unui turn de răcire pentru reducerea temperaturii prizei de apă industrială, limitînd sporul de temperatură de la δt_x la δt_x^*.

Avînd în vedere că debitele de răcire pentru industrie sînt mult mai reduse decît cele ale centralelor electrice şi că se beneficiază şi de răcirea naturală a rîului pe parcurs, este de aşteptat ca, în general, soluţia cu instalarea de turnuri de răcire cu tiraj forţat în serie la industrii, cu o folosire limitată la cîteva zile pe an, să fie mai eficientă decît instalarea lor la restituţia apei din centralele termoelectrice.

Bibliografie

[1] Moţoiu, C. *Contribuţii la optimizarea răcirii centralelor termoelectrice în condiţiile din R.S.R.* Teză de doctorat, 1974.

[2] Moţoiu, C., Prisecaru, I. şi Leca, A. *Evoluţia temperaturii apei în rîuri după folosirea în C.T.E. Studii pe Mureş, în aval de CTE Luduş — Ridicarea economicităţii funcţionării sistemului energetic*, vol. I. nov. 1975 — Sesiunea jubiliară a Facultăţii de energetică, Institutul politehnic Bucureşti.

[3] Levin, B. I. şi Sibin, E. P. *Teploobmennie aparati sistem teplosnabjeniia*. Moscova, 1975.

[4] Oplatka, G. *Détermination de l'installation de condensation la plus économique*. In : Revue Brown Boveri, 54, nr. 10/11, 1967, p. 668—674.

[5] Oplatka, G. *Facteurs de parité nécessaires aux comparaisons économiques dans l'étude de centrales thermiques*. In : Revue Brown Boveri, 60, nr. 7/8, 1973, p. 309—314.

(Articol intrat în redacţie la 18 decembrie 1975)

Balanţa ionică în filtrul cu pat mixt

Ing. **L. Stanisavlievici**

Un filtru cu pat mixt poate fi asimilat teoretic cu un număr foarte mare de filtre cationice şi filtre anionice cuplate ; în practică s-ar putea obţine acelaşi efect — însă în condiţii oneroase de investiţii şi de cheltuieli de exploatare — cu cîteva cupluri de filtre cationice şi de filtre anionice, înseriate. Această soluţie nu s-a putut deci impune.

În tehnologia tratării apei pentru generatoare de abur de presiune înaltă, filtrul cu pat mixt are două domenii de aplicare :

— *la „finisarea" apei de adaos, după demineralizarea ei.* Se folosesc schimbători de tip gel, cu viteze de filtrare nu prea mari ; regenerarea schimbătorilor se execută de regulă în interiorul filtrului. Prezenţa sistemului de distribuţie a fluidelor limitează posibilitatea de a

varia raportul dintre volumele componenților patului mixt.

Schema de tratare cuprinde numai filtrul cu pat mixt.

În apă este posibilă prezența, în concentrații mici, a următorilor ioni:

— cationi mono- și polivalenți și anioni ai acizilor tari, care solicită în mod echivalent ambii schimbători ai patului mixt;

— baze libere. care solicită numai schimbătorul cationic;

— acizi slabi liberi, care solicită numai schimbătorul anionic.

— *la tratarea condensatului turbinelor*, convențional curat sau impurificat de intrări ale apei de răcire. Vitezele de filtrare sînt mari și este avantajoasă folosirea schimbătorilor macroporoși și suprimarea sistemului de distribuție a fluidelor, regenerarea schimbătorilor făcîndu-se extern. Proporția volumelor rășinilor într-un asemenea filtru poate varia în limite mai mari. Schema de tratare cuprinde de regulă, pe lîngă filtrul cu pat mixt, o treaptă prealabilă: fie o filtrare mecanică, fie o filtrare ionică (filtru cationic puternic acid), iar în cazuri speciale, amîndouă.

Ionii care apar în condensatul convențional curat sînt, practic, aceiași ca și în cazul precedent, și dacă fenomenele de coroziune din circuitul termic al apei sînt combătute eficient, concentrațiile lor sînt și ele aceleași. Apare însă în plus hidroxidul de amoniu (în regimul alcalin al apei), care solicită numai schimbătorul cationic.

În condensatul impurificat de către apa de răcire, concentrațiile ionilor sînt mai mari, dar considerente privind siguranța exploatării impun oprirea grupului cînd aceste concentrații depășesc o limită prestabilită. Filtrul cu pat mixt al instalațiilor trebuie să facă față ambelor situații.

*

Încărcarea (respectiv epuizarea) schimbătorilor de ioni din amestec trebuie să aibă loc practic simultan; în caz contrar pot apărea modificări de *p*H, eluări de ioni sau chiar efecte contra-ion. Pentru a evita asemenea neajunsuri trebuie realizat în patul mixt o „balanță" ionică, adică volumele schimbătorilor să corespundă sarcinii ionice cu care sînt solicitate în condițiile de lucru date. În practică, această balanță nu poate fi perfectă, deoarece în condițiile de lucru intervin o serie de factori cu caracter general sau specific care pot fi supuși în cursul exploatării unor variații imprevizibile. Dintre factorii cu caracter general se pot menționa: caracteristicile ionice și fizice ale apei de tratat; uzura și degradarea schimbătorilor. Factorii cu caracter specific sînt: nivelele de regenerare; temperatura de lucru; viteza de filtrare a apei; concentrația relativă a ionilor prezenți în apă; fenomenele de eluare și efectele de contra-ion.

În cele ce urmează se prezintă recomandările, bazate pe considerații teoretice, pe încercări sistematice și pe experiența practică, în privința raportului dintre volumele de schimbători care trebuie să constituie un pat mixt.

Parcurgînd documentațiile tehnice în acest scop, se poate constata o variație destul de mare de indicații. Pentru exemplificare, se aleg cîteva dintre ele, referitoare la schema pat mixt singur, în ciclul H/OH, respectiv precedat de un filtru mecanic:

— Un amestec compus dintr-un volum schimbător cationic și două volume schimbător anionic s-a dovedit corespunzător dacă în apa de tratat cationii și anionii sînt în concentrații practic echivalente. Dacă în apă predomină anionii acizilor slabi (carbonic, silicic), amestecul de schimbători va conține mai mult anionit; dacă predomină cationii (fer, amoniu), se va mări în schimb raportul volumelor în favoarea cationitului.

— La „finisarea" apei de adaos, ca și la tratarea condensatului, filtrul cu pat mixt se încarcă cu un amestec de 1 volum cationit și 1,5 la 2,5 volume anionit. Dacă apa conține în prevalență cationi (produse ale coroziunii), proporția în volume a amestecului va fi de 1 : 1.

— În filtrele cu pat mixt „normale", raportul volumelor schimbătorilor este de 1 volum cationit și 2 volume anionit, în cazul unor concentrații foarte mici de ioni Na^+ în influent. Dacă aceste concentrații sînt mai mari, amestecul de schimbători va conține o proporție mai mare de cationit, pentru a realiza în exploatare cicluri de funcționare mai lungi. Astfel, la un conținut al apei în $Na^+ > 0{,}013$ val/m³, lucrînd la 20°C, raportul volumelor cationit : anionit va fi de 2 : 1.

— La tratarea condensatului turbinei, lipsit de cationi NH_4^+, raportul volumelor de schimbători din patul mixt va fi de 1 : 1; în prezența hidroxidului de amoniu, proporția cationitului din amestec va fi mai mare.

Exploatarea nu este totdeauna în măsură de a executa încercări sistematice asupra filtrelor cu pat mixt în funcțiune; nici nu este totdeauna posibilă modificarea raportului volumelor schimbătorilor dintr-un pat mixt în proporția dorită, dacă această nevoie apare. În această privință, într-o referință tehnică se menționează că, pe baza rezultatelor obținute în exploatare, a fost modificat în sens corespunzător raportul volumelor din filtrul cu pat mixt, stabilit inițial de către proiectant. O asemenea posibilitate trebuie considerată ca excepțională.

Aceste cîteva exemple arată că este destul de nesigur de a stabili corect, a priori, raportul volumic al componenților patului mixt și că apare nevoia unei scheme de calcul — funda-

mentată teoretic, suficient de exactă și comodă de mînuit — cu ajutorul căreia să se realizeze „balanța" ionică.

★

Schema de calcul propusă folosește relația cunoscută a „echilibrării" etajelor ionice ale demineralizării apei, aplicată în acest caz la componenții amestecului din patul mixt,

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{C_2}{C_1} = \frac{v_1}{v_2},$$

și în care

V_1 și V_2 reprezintă volumele schimbătorului cationic și, respectiv, anionic, încărcate în filtrul cu pat mixt, m³;

C_1 și C_2 — capacitatea volumică utilă, *CVU*, a schimbătorilor din filtrul cu pat mixt, în condițiile lor specifice de lucru, val/m³;

v_1 și v_2 — sarcina ionică ce revine fiecărui component al patului mixt, val/m³.

Mărirea temperaturii apei nu are influență asupra valorii capacității volumice utile a schimbătorului cationic din patul mixt. În ce privește componentul anionic, creșterea temperaturii apei provoacă o creștere a „scăpărilor" de silice. Aceasta arată că, în practică, ciclul activ al schimbătorului anionic se micșorează cînd temperatura influentului crește, sau că valoarea *CVU* este mai mică, în acest caz, în comparație cu valoarea realizabilă la o temperatură mai mică a apei, bineînțeles, pentru aceeași concentrație de silice în efluent.

Figura 1 redă, ca exemplificare, valoarea factorului de corecție pentru *CVU* a unui

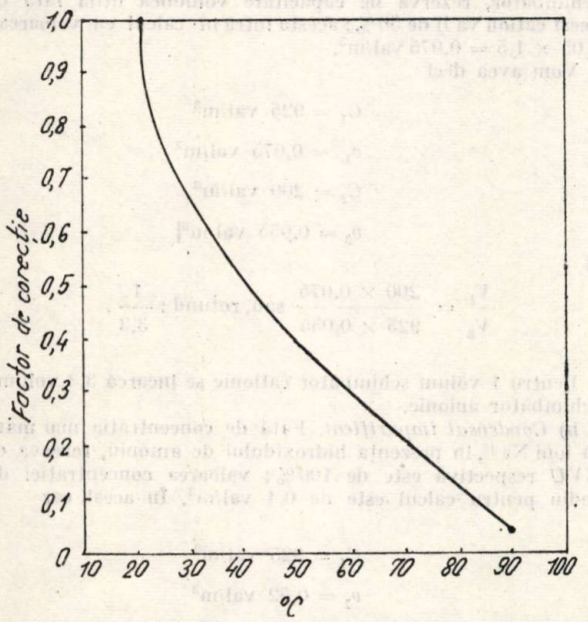


Fig. 1. Variația CVU a schimbătorului anionic tip gel, din filtrul cu pat mixt, în raport cu temperatura apei. (Pct. de referință: 20°C).

schimbător puternic bazic, de calitate, tip gel, lucrînd în pat mixt, în raport cu temperatura apei de tratat. Punctul de referință este temperatura de 20°C, concentrația silicei în influent: ≅ 0,1 ppm, iar nivelul silicei impus în efluent: ≅ 0,02 ppm.

Pentru un schimbător anionic, macroporos, lucrînd în pat mixt, lipsesc date similare; lucrînd însă în filtre individuale, valorile factorului de corecție sînt identice pentru ambele

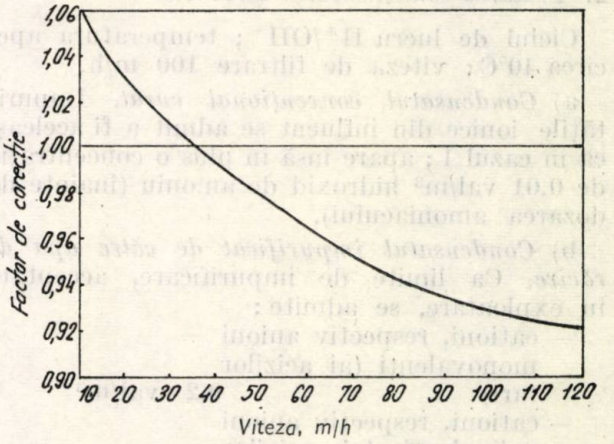


Fig. 2. Variația factorului de corecție pentru CVU, în raport cu viteza de filtrare în patul mixt (ciclul H/OH, schimbători tip gel, punct de referință: 35 m/h).

tipuri de schimbător: gel și macroporos, cum rezultă din măsurători sistematice efectuate de către producători.

Lucrînd la temperatura de 40°C, se poate conta numai pe circa jumătate din capacitatea volumică utilă a anionitului la 20°C, toate celelalte condiții de lucru rămînînd neschimbate.

Diagrama din figura 2 arată variația factorului de corecție pentru *CVU* în raport cu viteza de filtrare a apei, a unui pat mixt constituit dintr-un amestec în proporție 1 : 1 rășină cationică și rășină anionică, de tip gel, lucrînd în ciclul H/OH. Punctele de referință sînt: viteza de 35 m/h și temperatura de circa 32°C. Salinitatea apei corespunde concentrațiilor saline întîlnite de regulă în apa de adaos înainte de „finisarea" ei sau la tratarea condensatului turbinelor convențional curat. Modificarea valorii *CVU* nu este prea pronunțată; curba rămîne valabilă pentru alte raporturi volumice ale schimbătorilor din patul mixt, cum confirmă tratarea matematică a problemei.

Sarcinile ionice care revin schimbătorilor din patul mixt la „finisarea" apei de adaos și la tratarea condensatului turbinelor din centralele termice cu cazane de presiune ridicată se pot admite a fi cele indicate mai jos.

1. *„Finisarea" apei de adaos, după demineralizarea ei totală*

Ciclul de lucru H^+/OH^-; temperatura apei circa 20°C; viteza de filtrare 35 m/h. În influent apar:

— cationi, respectiv anioni monovalenţi — circa 0,05 val/m³
— cationi, respectiv anioni polivalenţi — practic lipsă
— baze libere — lipsă
— acizi slabi liberi (carbonic şi silicic, în proporţie de 60 : 40) — 0,05 val/m³

2. *Tratarea condensatului turbinelor*

Ciclul de lucru H^+/OH^-; temperatura apei circa 40°C; viteza de filtrare 100 m/h.

a) *Condensatul convenţional curat.* Impurităţile ionice din influent se admit a fi aceleaşi ca în cazul 1; apare însă în plus o concentraţie de 0,01 val/m³ hidroxid de amoniu (înainte de dozarea amoniacului).

b) *Condensatul impurificat de către apa de răcire.* Ca limite de impurificare, acceptate în exploatare, se admite:
— cationi, respectiv anioni monovalenţi (ai acizilor tari) — 0,2 val/m³
— cationi, respectiv anioni polivalenţi (ai acizilor tari) — 0,11 val/m³
— baze libere (hidroxid de amoniu) — 0,01 val/m³
— acizi slabi liberi (carbonic şi silicic) — 0,02 val/m³

În aceste condiţii de concentraţii ionice din apă şi de temperatură de lucru, efectul contraion din patul mixt poate fi neglijat. Într-adevăr, concentraţiile $[Na^+]$ şi $[Cl^-]$ din apă sînt foarte reduse, iar temperatura de lucru provoacă doar o creştere mică a valorii K_w a apei; concentraţiile $[H^+]$ şi $[OH^-]$ nu cresc semnificativ, cum ar fi cazul, de exemplu, la 60°C sau mai mult. Epuizarea concomitentă a celor doi schimbători, asigurată practic, evită perturbarea echilibrelor chimice dinamice ale proceselor care au loc în patul mixt. La stabilirea sarcinilor ionice care revin schimbătorilor s-a luat în considerare o „rezervă" de capacitate volumică utilă pentru cationit, spre a asigura reţinerea intensă a cationului Na^+; în prezenţa cationului NH_4^+, această „rezervă" este mai mare.

La reţinerea de către anionit a acizilor slabi liberi se consideră că:

1 mg CO_2/l corespunde la 0,023 mval/l

1 mg SiO_2/l corespunde la 0,017 mval/l

Capacitatea volumică utilă, realizabilă în condiţiile descrise de către schimbătorii din patul mixt, este exemplificată în tabelul 1.

Pe baza schemei de calcul prezentată şi a datelor indicate în cele precedente, se vor exemplifica în cele ce urmează aplicaţii la cazurile specifice care privesc exploatarea centralelor termice cu cazane de presiune înaltă.

Tabelul 1

Capacitatea volumică utilă a schimbătorilor în pat mixt

Componenţii patului mixt	Capacitatea volumică utilă, val/m³			
	Tip gel: viteza 35 m/h		Tip macroporos; viteza 100 m/h	
	20 °C	40 °C	20 °C	40 °C
Cationic	1250	1250	925	925
Anionic	500	250	425	200

Exemplificări

1. „Finisarea" apei de adaos

Concentraţiile ionice sînt cele admise mai înainte. Pentru asigurarea reţinerii eficiente a cationului Na^+, se prevede o rezervă de capacitate volumică utilă a cationitului de 25% faţă de acest cation. Concentraţia acestuia din apă va intra în calcul cu valoarea: $0,05 \times 1,25 = 0,0625$ val/m³, admiţînd că toţi cationii sînt constituiţi din Na^+, ceea ce este practic cazul.

Avem deci

$$C_1 = 1250 \text{ val/m}^3$$

$$v_1 = 0,0625 \text{ val/m}^3$$

$$C_2 = 500 \text{ val/m}^3$$

$$v_2 = 0,055 \text{ val/m}^3$$

şi

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{500 \times 0,0625}{1250 \times 0,055} \text{ sau, rotund: } \frac{1}{2,2}.$$

Pentru 1 volum schimbător cationic se încarcă 2,2 volume schimbător anionic.

2. *Tratarea condensatului turbinelor*

a) *Condensat convenţional curat.* Ţinînd seama de prezenţa cationului NH_4^+, care tinde a elua cationul Na^+ reţinut de către schimbător, rezerva de capacitate volumică utilă faţă de acest cation va fi de 50%; acesta intră în calcul cu valoarea: $0,05 \times 1,5 = 0,075$ val/m³.

Vom avea deci

$$C_1 = 925 \text{ val/m}^3$$

$$v_1 = 0,075 \text{ val/m}^3$$

$$C_2 = 200 \text{ val/m}^3$$

$$v_2 = 0,055 \text{ val/m}^3$$

şi

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{200 \times 0,075}{925 \times 0,055} \text{ sau, rotund: } \frac{1}{3,3}.$$

Pentru 1 volum schimbător cationic se încarcă 3,3 volume schimbător anionic.

b) *Condensat impurificat.* Faţă de concentraţia mai mare în ioni Na^+, în prezenţa hidroxidului de amoniu, rezerva de *CVU* respectivă este de 100%; valoarea concentraţiei de sodiu pentru calcul este de 0,4 val/m³. În acest caz

$$C_1 = 925 \text{ val/m}^3$$

$$v_1 = 0,52 \text{ val/m}^3$$

$$C_2 = 200 \text{ val/m}^3$$

$$v_2 = 0,33 \text{ val/m}^3$$

și

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{200 \times 0{,}25}{925 \times 0{,}33} \text{ sau, rotund : } \frac{1}{2{,}9}.$$

Pentru 1 volum schimbător cationic se încarcă 3 volume schimbător anionic. Instalația trebuind să facă față ambelor situații, a) și b), raportul ales va fi 1 : 3,3.

★

În schema de tratare a condensatului turbinelor, constituită dintr-un filtru cationic și un filtru cu pat mixt, vitezele de filtrare mai mari ale filtrului cu pat mixt impun repartizarea debitului apei pe mai multe filtre cationice (care lucrează cu viteze mai mici).

Influentul filtrului cu pat mixt corespunde calitativ, în acest caz, unui condensat convențional curat, lipsit de amoniac. Diferite surse bibliografice specifice recomandă pentru filtrul cu pat mixt raporturi volumice între componenții amestecului variind de la 1 : 1 la 1 : 3. Se constată și aici diversitatea mare a indicațiilor tehnice, lipsite însă de precizări utile pentru practică, în ce privește verificarea aplicării corecte a soluției propuse. Folosind modul de calcul și datele admise mai înainte, rezultă :

$$C_1 = 925 \text{ val/m}^3$$
$$v_1 = 0{,}05 \text{ val/m}^3$$
$$C_2 = 310 \text{ val/m}^3$$
$$v_2 = 0{,}055 \text{ val/m}^3$$

și

$$\frac{V_1}{V_2} = \frac{310 \times 0{,}05}{925 \times 0{,}055} \text{ sau, rotund : } \frac{1}{3}.$$

Pentru 1 volum schimbător cationic se încarcă 3 volume schimbător anionic. În cazul condensatului impurificat de către apa de răcire, în limitele indicate mai înainte, raportul volumelor schimbătorilor din patul mixt, al acestei instalații este tot de 1 : 3.

Bibliografie

[1] Crits, G. J. *Mixed-bed condensate polishing.* În : Power Engineering, 72, nr. 3, 1968.

[2] Kurpen J. J. *Externally regenerated condensate demineralization systems for once-through steam generators.* În : Combustion, 41, nr. 6, 1969.

[3] Venderbosch, H. W., Snel, A. și Overmann, L. J. *Zur Kapazität von Ionenaustauschern bei der Entfernung von Spurenverunreinigungen aus Wasser.* VGB-Speisewassertagung, Essen, oct. 1971.

[4] Stanisavlievici, L. *Arbeitsweise der Kationenstufe von Entsalzungsanlagen.* Wärme, München, Bd. 78, H. 3, 1972.

[5] Stanisavlievici, L. *Arbeitsweise der Anionenstufe von Entsalzungsanlagen.* Wärme, München, Bd. 79, H. 1, 1973.

[6] * * * *UNIPEDE Sub-Committee for Study of Chemistry of Electrical Power Stations, Section 5.* International Report of the Sub—Committee, Bruxelles, oct. 1974.

(Articol intrat în redacție la 29 ianuarie 1976)

Corelarea conținutului de hidrogen din abur cu regimul de funcționare a cazanelor cu parametri ridicați

Chim. **Florina Busuioc**,
ing. **Ed. Costiner**,
ing. **Ana Niculescu**,
ing. **V. Zaharia**,
ing. **R. Popescu**,
tehn. **V. Marinescu***)

1. Scopul determinărilor de hidrogen din cazanele de înaltă presiune

Opririle accidentale ale cazanelor sînt adesea datorate avarierii țevilor, cauzată de coroziunea pe partea de apă și abur. Dacă această coroziune poate fi detectată la timp, se poate interveni prin modificări ale regimului de lucru, ceea ce are ca urmare atît o reducere a pierderilor datorate scăderii producției de energie electrică și termică, cît și o reducere a pierderilor de metal. Din păcate însă, majoritatea fenomenelor de coroziune, în prezent, se pun în evidență numai prin apariția avariilor, prin analiza acestora putîndu-se doar micșora numărul cauzelor coroziunilor accidentale, fără a permite însă înlăturarea coroziunilor sistematice.

Este necesar să se pună în evidență momentul inițial al procesului de coroziune, precum și să se stabilească o metodologie rapidă de determinare a eficacității măsurilor luate pentru combaterea coroziunii. Obținerea unei astfel de imagini asupra fenomenelor de coroziune ce apar într-un anumit sector din circuitul termic este posibilă numai printr-o măsurare continuă a variației structurii stratului de magnetită format pe suprafața interioară a țevilor cazanului, realizabilă prin controlul cantității de hidrogen din abur.

Într-un cazan nou, metalul țevilor trece printr-o serie de reacții cu apa și vaporii de apă pentru formarea stratului protector de magnetită, reacții însoțite de dezvoltare de hidrogen, după cum rezultă din ecuația generală : $3Fe + 4\,H_2O \rightarrow Fe_3O_4 + 4H_2$, în care pentru fiecare gram de fier se eliberează în același timp 48 mg hidrogen.

Pe baza măsurării hidrogenului eliberat la prima pornire a unui cazan se poate urmări procesul de formare a stratului protector de magnetită, care trebuie să fie subțire, aderent,

* Chim. Florina Busuioc, ing. Eduard Costiner, ing. Ana Niculescu și ing. Radu Popescu sînt cercetători științifici principali la ICEMENERG ; ing. Vasile Zaharia este inginer-șef la Intepr. Electrocentrale Constanța ; Vasile Marinescu este tehnician la ICEMENERG.

omogen și foarte greu permeabil la trecerea ionilor, împiedicînd contactul direct dintre vaporii de apă și fier. Cu toate acestea, și în cazul unui strat de protecție compact, reacția fier-vapori de apă nu se oprește complet, deoarece ionii de fier, provenind din metalul de bază, difuzează prin stratul protector format și reacționează cu vaporii de apă la suprafața exterioară, unde se formează un strat de Fe_3O_4, care crește de la interior spre exterior.

Viteza de difuzie a ionilor de fier este relativ mică, totuși, datorită acestui fenomen, în aburul cazanelor de înaltă presiune există totdeauna o mică cantitate de hidrogen, care reprezintă valoarea de fond, permanentă, în circuitul apă-abur respectiv.

Valorile acestei cifre de hidrogen variază de la un cazan la altul, în funcție de parametrii de lucru, în literatura de specialitate fiind indicate concentrații de la 2 la 10 $\mu gH_2/kg$ abur [1], [2], [3]. Odată stabilită această cifră pentru un cazan, o creștere a ei poate indica o distrugere a stratului protector de magnetită și deci apariția fenomenelor de coroziune, cînd metalul țevilor expus reacționează din nou cu apa și aburul din cazan, pînă se reface filmul.

Deoarece, după cum s-a arătat, hidrogenul se formează în aceeași proporție în care o cantitate de metal din țeavă se transformă în oxid de fier, conținutul de hidrogen din aburul cazanelor poate fi un indicator cantitativ al vitezei de coroziune într-un cazan.

Datele provenind din domeniul măsurătorilor de hidrogen trebuie folosite cu înțelegerea că în cazul unei coroziuni locale, dar de adîncime, care este foarte periculoasă, putînd determina intrarea rapidă în avarie a cazanului, creșterea concentrației de hidrogen poate fi foarte mică (cantitatea adițională de metal care intră în reacție fiind foarte mică) și să nu apară alarmantă, în comparație cu hidrogenul eliberat în cazul unei coroziuni superficiale, însă pe o porțiune mai întinsă și care să nu determine o avarie imediată.

De asemenea, tipuri variate de coroziune în cazane determină diferite moduri de variație a hidrogenului degajat.

2. Corelarea indicațiilor de hidrogen cu regimurile ce pot genera coroziune în cazanele de abur

Pentru aprecierea condițiilor de exploatare a cazanelor s-au făcut măsurători, cu înregistrarea continuă a modificărilor, în condițiile diferitelor regimuri termice și chimice, cu ajutorul hidrogenometrului, montat la blocuri de 50 MW, echipate cu cazane de abur de 420 t/h, cu circulație naturală a apei.

Analizorul de hidrogen folosit este bazat pe următorul principiu [4]: măsurarea într-o punte dezechilibrată a variației rezistenței unui fir rezistiv (de Pt) dintr-o celulă termoconductometrică, datorită modificării concentrației amestecului gazos format din oxigenul folosit ca gaz de comparație și hidrogenul degajat din proba care se măsoară.

Citirea tensiunii de dezechilibru a punții se face cu ajutorul unui milivoltmetru de curent continuu, inscriptor, sau direct în $\mu g/l$, hidrogen dizolvat în proba de abur condensat.

Inițial a fost făcută o reprezentare grafică a conținutului de hidrogen în regimuri normale de funcționare, prelevînd probe din mai multe puncte ale circuitului apă-abur, de la blocul nr. 2 — CET Palas, urmînd ca punctele de probă cu citirea maximă să fie folosite pentru evaluarea efectelor parametrilor care influențează coroziunea (fig. 1).

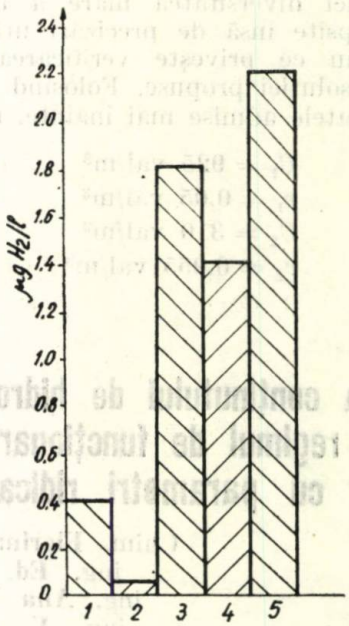


Fig. 1. Distribuția hidrogenului în cazanul de 420 t/h: 1 — în apa de alimentare; 2 — în apa de tambur; 3 — în abur saturat; 4 — în abur ciclon; 5 — în abur supraîncălzit.

Astfel conținutul de hidrogen în apa de alimentare este de circa 0,4 $\mu gH_2/l$, comparabil cu precizia de citire a aparatului, fapt ce arată că nu este indicată urmărirea sa permanentă.

O creștere deosebit de importantă apare în aburul saturat, arătînd că sursa principală de coroziune o constituie suprafețele țevilor fierbătoare (o contribuție de circa 1,4 $\mu gH_2/l$).

Pentru a putea vedea influența treptei a II-a de vaporizare, s-a măsurat conținutul de hidrogen în apa din tambur, care este, de fapt, apa de alimentare a cicloanelor, constatîndu-se o valoare foarte scăzută (0,05 $\mu gH_2/l$), explicabilă prin faptul că în tambur există un amestec de fază lichidă și gazoasă la temperaturi în jur de 350°C și presiuni în jur de

150 ata, și în aceste condiții practic tot hidrogenul din tambur este concentrat în faza gazoasă.

La ieșirea din treapta a doua de vaporizare (abur ciclon) s-a măsurat o cantitate de hidrogen de 1,4 $\mu gH_2/l$, rezultînd o creștere în țevile treptei a II-a de vaporizare de circa 1,35$\mu gH_2/l$, similară cu creșterea de 1,4 $\mu gH_2/l$ rezultată pe ansamblul țevilor fierbătoare.

Se poate trage de aici o primă concluzie, și anume că, în cursul exploatării unui cazan, valorile de moment ale indicilor chimici din apa de cazan nu au o influență practică asupra coroziunii acestuia, deoarece parametrii chimici din treapta a II-a de vaporizare au valori mai mari decît cei din treapta I, în timp ce concentrația de hidrogen este similară. Este probabil că indicii chimici pot influența coroziunea cazanului doar la valori foarte mari, apropiate de limitele de avarie, sau prin menținerea valorilor ridicate un timp îndelungat.

În regimuri normale de funcționare, în țevile supraîncălzitoare apare o cantitate adițională mică de hidrogen, circa 0,4 $\mu gH_2/l$; de aceea, pentru urmărirea comportării lor, este necesară montarea unui sistem de măsurători diferențiale, apt de a sesiza variațiile mici ale conținutului de hidrogen și prin aceasta de a localiza coroziunea pe pachetele de țevi.

2.1. *Comportarea cazanului din punctul de vedere al coroziunii în regim de pornire, de oprire, la funcționare la sarcini reduse*

În primele ore și cîteodată chiar în primele zile după fiecare pornire a cazanului, conținutul de hidrogen din abur crește brusc [3], [6], legat de distrugerea peliculei protectoare de pe suprafața țevilor, ca urmare a variației temperaturii metalului țevilor, în cazul variațiilor rapide de sarcină și de viteză a aburului (stratul protector este dislocat mecanic, ca urmare a coeficientului de dilatare liniară diferit al peliculei de oxid față de cel al metalului).

Examinînd graficul degajării de hidrogen la pornirea cazanului nr. 2 de la CET Palas (fig. 2), se observă că la circa 1/2 oră de la pornire conținutul de hidrogen în aburul supraîncălzit ajunge să depășească de 10 ori valoarea normală de funcționare. Apoi, pe măsura creșterii presiunii în tambur, conținutul de hidrogen se micșorează treptat, apărînd o nouă creștere la valori ale presiunii aburului saturat cuprinse între 72 și 95 ata (fig. 2), valori la care s-au găsit [5] cele mai mari temperaturi ale metalului supraîncălzitorului de radiație, ceea ce arată că în acest caz creșterea conținutului de hidrogen este strîns legată de solicitările termice mai ridicate care apar la supraîncălzitorul de radiație.

În acest interval s-au făcut modificări și în configurația arzătoarelor, legate tot de creșterea temperaturii metalului la supraîncălzitorul de radiație, și anume s-au înlocuit arzătoarele cu duze de Ø 4,5 mm cu altele cu duze de Ø 3 mm.

După înlocuirea duzelor menționate, valoarea hidrogenului se menține, cu o tendință de

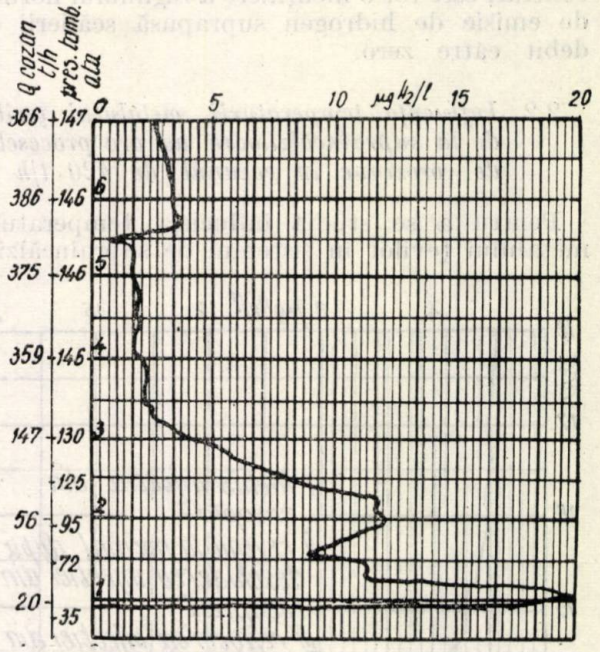


Fig. 2. Grafic de hidrogen degajat în aburul supraîncălzit la un cazan de 420 t/h, în regim de pornire.

scădere, timp de 15—20 minute, după care scade pînă la o valoare normală (1,8 $\mu gH_2/l$) la atingerea presiunii de lucru în tambur (146 ata), fapt explicat prin refacerea peliculei protectoare de magnetită avariată, la temperaturi de ordinul 200—220°C.

Se trage concluzia că pornirea unui cazan poate fi supravegheată cu ajutorul măsurătorilor de hidrogen, astfel încît să se evite o distrugere a stratului protector în aceste condiții de exploatare.

Figura 3 reprezintă curba de hidrogen eliberat în aburul supraîncălzit la cazanul de 420 t/h nr. 2 de la CET Palas, în regim de oprire.

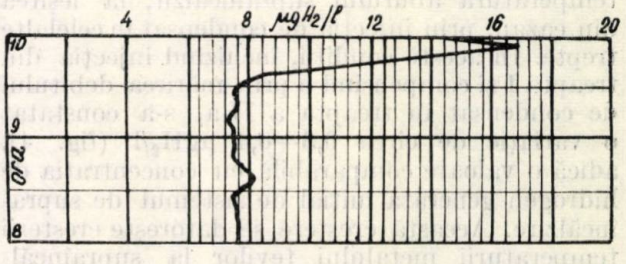


Fig. 3. Variația conținutului de hidrogen în regim de oprire.

Creșterea bruscă a conținutului de hidrogen din abur corespunde cu începutul scăderii sarcinii cazanului. Valoarea maximă de 17 $\mu gH_2/l$ corespunzînd scăderii presiunii în tambur pînă

la 120 ata, este considerată însă nepericuloasă, deoarece este vorba de un regim de tranziție. Cantitățile mari de hidrogen degajat în abur, măsurate în regim de oprire a unui cazan, nu indică o coroziune puternică decît dacă se menţin un timp îndelungat, deoarece, în caz contrar, este tot o menţinere a regimului normal de emisie de hidrogen suprapusă scăderii de debit către zero.

2.2. *Influenţa temperaturii metalului ţevilor de la supraîncălzitoare asupra proceselor de coroziune în cazanul de 420 t/h*

Pentru a se studia influenţa temperaturii metalului ţevilor în sistemul de supraîncălzire

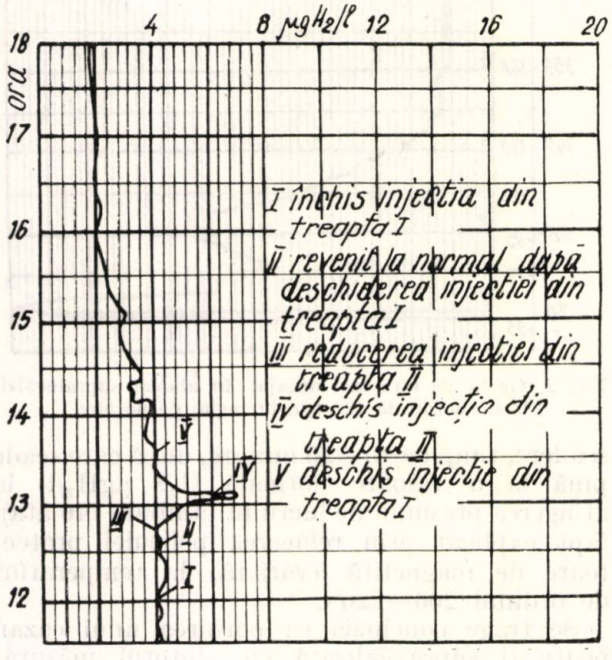


Fig. 4. Grafic de hidrogen degajat în aburul cazanului de 420 t/h la variaţii de temperatură a metalului ţevilor.

a aburului s-au făcut experimentări de reducere a debitului de condensat al injecţiilor în diversele trepte ale supraîncălzitoarelor, menţinîndu-se temperatura aburului supraîncălzit, la ieşirea din cazan, prin injecţia de condensat în celelalte trepte. În aceste condiţii, închizînd injecţia din treapta I şi compensînd-o prin mărirea debitului de condensat în treapta a II-a, s-a constatat o variaţie de circa 0,3—0,4 $\mu gH_2/l$ (fig. 4), adică o valoare comparabilă cu concentraţia de hidrogen generată iniţial de sistemul de supraîncălzire. Această creştere se datoreşte creşterii temperaturii metalului ţevilor la supraîncălzitorul paravan cu circa 40°C, temperatura metalului ţevilor la supraîncălzitorul convectiv menţinîndu-se la valorile iniţiale.

Pentru a se constata şi influenţa temperaturii metalului ţevilor supraîncălzitorului convectiv, s-a redus debitul de condensat în treapta a II-a de răcire, injecţia în treapta I s-a menţinut închisă şi compensarea s-a realizat din treapta a III-a. În această situaţie, temperatura metalului la supraîncălzitorul convectiv a ajuns pînă la 595°C, valoare inferioară limitei de avarie precizată de furnizor (600°C), dar care a condus la o creştere a cantităţii de hidrogen generată de către sistemul de supraîncălzitoare de 2,8 $\mu g\ H_2/l$, adică o valoare de circa 7 ori mai mare decît cantitatea generată în regim normal de funcţionare.

Se constată că procesele de variaţie a temperaturii metalului la ţevile supraîncălzitoare pot fi foarte rapide, conducînd la variaţii mari ale conţinutului de hidrogen, fapt ce impune ca urmărirea coroziunii supraîncălzitoarelor să fie efectuată cu un hidrogenometru cu timp de răspuns mic, pentru a permite personalului de exploatare o corectare operativă a regimului de funcţionare a cazanului, deoarece la o intervenţie corespunzătoare, cînd s-a revenit la regimul normal de exploatare, conţinutul de hidrogen a revenit la valoarea iniţială după circa 1 oră.

★

Cu ocazia experimentărilor s-a constatat utilitatea urmăririi proceselor de ardere cu ajutorul hidrogenometrului, deoarece, prin faptul că dublează o serie de aparate primare, permite evitarea unor manevre incorecte, datorită defectării acestor aparate. Un exemplu al unei astfel de situaţii a apărut atunci cînd, după indicaţiile unui analizor de oxigen din gazele arse defect, a fost executată o manevră de reducere a excesului de aer, manevră care s-a dovedit a nu fi necesară prin faptul că arderea a fost înrăutăţită, fapt observat atît prin apariţia unui fum negru la coş, dar şi semnalat de creşterea indicaţiilor hidrogenometrului (fig. 5).

Este evident însă că, datorită faptului că degajarea de hidrogen este determinată de o multitudine de factori, fiecare dintre aceştia avînd ponderi diferite, nu este posibilă şi o

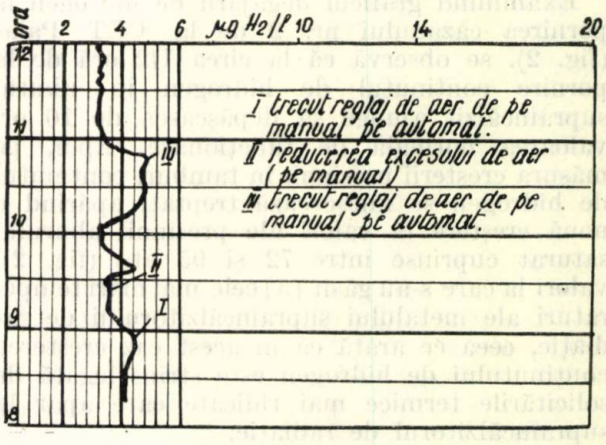


Fig. 5. Grafic de hidrogen degajat la o reducere a excesului de aer.

relație inversă de conducere a exploatării cazanului numai după indicațiile hidrogenometrului, acesta fiind capabil numai să semnaleze abateri mai mari de la un regim optim, care pot să genereze coroziunea interioară.

2.3. *Influența regimului chimic asupra proceselor de coroziune în cazanul de 420 t/h*

O condiție pentru menținerea peliculei de magnetită din punct de vedere chimic este controlul sever al apei de cazan și al aburului, concomitent cu asigurarea unei circulații bune a apei în toate condițiile de exploatare, pentru evitarea supraîncălzirii pereților cazanului, deoarece variațiile de presiune, de coeficienți de transfer termic, de concentrații de alcalinitate, dau naștere numai la ușoare creșteri ale conținutului de hidrogen, atunci cînd nu sînt prezente și puncte calde.

Efectul salinității apei. În cazanele de înaltă presiune, salinitatea apei de alimentare și a

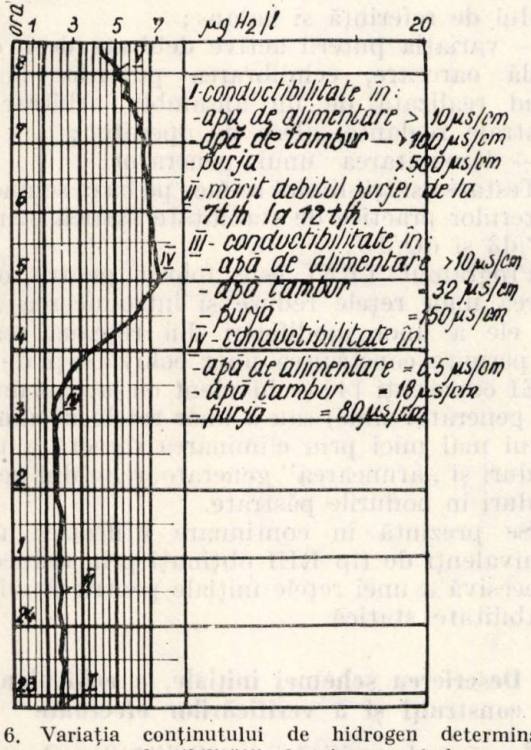


Fig. 6. Variația conținutului de hidrogen determinată de creșterea conductibilității electrice a apei de cazan.

apei de cazan se reduce la minimum posibil, pentru a nu favoriza atît acțiunea cationilor și a anionilor prezenți în apă asupra stratului protector, cît mai ales apariția de depuneri pe suprafețele de schimb de căldură. De aceea cazanele mari necesită un control continuu al salinității apei și aburului, realizabil prin măsurarea conductibilității electrice, cu aparate înegistratoare. Examinînd variația conținutului de hidrogen din aburul cazanului de 420 t/h, concomitent cu valorile conductibilității electrice a apei din cazan (fig. 6), putem face observația că creșterea acesteia din urmă favorizează apariția fenomenelor de coroziune printr-un mecanism de concentrare chimică. Astfel, degajarea intensă a hidrogenului apare după 7—8 ore de la înrăutățirea parametrilor chimici în apa de alimentare și de cazan și se menține la valori crescute chiar cînd aceștia și-au revenit la normal, așa încît în astfel de situații trebuie făcută o analiză amănunțită și pe o perioadă mai lungă a regimului de lucru al cazanului (termic și chimic) pentru a identifica tipul și cauzele degajării de hidrogen.

Concluzii

Deoarece pînă în prezent nu au fost stabilite normele referitoare la conținutul de hidrogen din circuitul apă-abur al cazanelor, nu pot fi indicate valorile periculoase ale acestuia pentru siguranța în funcționare a instalațiilor, iar măsurătorile efectuate cu hidrogenometrul la cazanele de 420 t/h pot da doar o imagine calitativă a evoluției proceselor de coroziune. Rezultatele obținute în cadrul măsurătorilor au un caracter de orientare cu privire la punctele vulnerabile din instalațiile de cazane, puncte care ar prezenta pericol de coroziune urmată de spargeri de țevi.

Bibliografie

[1] Sieth, J. și Heitmann, H. G. *Efectuarea măsurătorilor de hidrogen pentru clarificarea comportării în exploatare a cazanelor cu abur.* VGB Speisewassertagung, 6—7 noiembrie 1963.

[2] Jacklin, C. și Wiltsey, D. *Analizorul de hidrogen solubil — un instrument pentru studiul coroziunii cazanelor.* În: Materials Prot. and Performance nr. 5, 1971, p. 39—44.

[3] Vlasova, L. *Verificarea industrială a cantității de hidrogen din abur la diferite regimuri termice ale cazanului.* În: Teploenerghetika nr. 3, 1970, p. 48—51.

[4] * * * *Cercetări în vederea realizării unui aparat pentru determinarea conținutului de hidrogen din aburul debitat de cazanele de înaltă presiune.* Lucrare IRME, București, 1971.

[5] * * * *Studiul regimului de pornire pe păcură la instalațiile de cazane TGM—84.* Lucrare IRME, București, 1972.

[6] Kiekenberg, H. În: Mitt. VGB nr. 25, p. 533—538.

Utilizarea unor rețele succesiv reduse pentru studii de stabilitate statică în sisteme electroenergetice complexe

Dr. ing. **M. Pomârleanu**,
ing. **Lia Bejuscu**
și ing. **B. Făinaru***)

1. Considerații generale

Deoarece problema funcționării sigure a sistemului nostru energetic din punctul de vedere al stabilității statice rămîne de actualitate — lucru dovedit de cercetările teoretice și experimentale efectuate și de experiența de exploatare —, s-a urmărit elaborarea unor metode de calcul care să verifice periodic dacă în anumite situații previzibile sistemul energetic nu s-ar afla în apropierea unor regimuri-limită generate de o instabilitate statică.

Studiile preliminare făcute au arătat că pentru a pune la punct un program practic utilizabil pentru verificări pe scheme complexe este indicată adoptarea automată a unor înrăutățiri de regim pentru atingerea stării-limită și testarea ei cu ajutorul criteriilor practice de stabilitate statică.

S-a elaborat astfel un program general pentru studii de stabilitate statică, STAB [1], [2], utilizat ulterior pentru analize pe sisteme electroenergetice complexe, ce pot cuprinde pînă la 100 de noduri și 300 de legături.

Testările făcute pe diferite scheme au condus la rezultate bune, însă timpul de calcul pentru studiile pe rețelele vaste s-a dovedit destul de mare.

În această situație s-a încercat utilizarea pentru calcule operative a unor rețele de dimensiuni reduse, a unor echivalenți de rețea, care să păstreze în principal doar nodurile care interesează în mod direct în studiul stabilității statice propus. Programul TREI [3], elaborat ulterior, permite, între altele, obținerea unor echivalenți de rețea și introducerea direct în rețeaua redusă a transformărilor de structură sau topologice din rețeaua originală; aceștia s-au folosit în studii complexe de stabilitate statică, cu bune rezultate.

Cuplînd programul STAB cu TREI, s-a asigurat, pe de o parte, o reducere foarte mare a timpului de calcul (calculele de stabilitate se efectuează acum pe rețele cu cîteva noduri), iar pe de altă parte se pot lua în considerare efectele unor înrăutățiri de structură, cum ar fi: deschiderea unor linii, decuplarea unor generatoare (reprezentate anterior în generatorul unic), modificarea prizelor unor autotransformatoare etc., direct pe rețeaua în prealabil redusă.

Scopul lucrării de față este să evidențieze, printr-o serie de exemple, avantajele unei asemenea cuplări, rezultatele comparative obținute pe schemele succesiv reduse și pe rețeaua reală pentru o gamă mare de tipuri de înrăutățiri ale regimului de funcționare.

2. Prezentarea succintă a programelor STAB și TREI

Programul STAB permite punerea în evidență a stărilor-limită din punctul de vedere al stabilității statice într-un sistem complex, în urma unor înrăutățiri de regim de tipul:

— creșterea puterii active consumate într-un nod oarecare, cu preluarea ei de către un număr de centrale reglante, alese de operator;

— creșterea sarcinii reactive într-un nod arbitrar, preluarea ei făcîndu-se automat prin acțiunea regulatoarelor de tensiune, iar variația pierderilor fiind echilibrată de centrala din nodul de referință și balans;

— variația puterii active debitate de o centrală oarecare, echilibrarea puterilor active fiind realizată de un ansamblu arbitrar de centrale reglante, alese de operator;

— dezexcitarea unui generator.

Testarea stării-limită se face pe baza semnelor criteriilor practice de stabilitate statică uzuale, $\mathrm{d}P/\mathrm{d}\delta$ și $\mathrm{d}Q/\mathrm{d}U$.

Programul TREI este folosit pentru obținerea unor rețele reduse și introducerea apoi în ele a unor modificări din rețeaua reală; el permite construirea unor echivalenți de tip REI cunoscuți [4] (echivalent cu sarcină unică, cu generator unic) sau a unor rețele de dimensiuni mai mici prin eliminarea directă a unor noduri și „aruncarea" generatoarelor din aceste noduri în nodurile păstrate.

Se prezintă în continuare utilizarea unor echivalenți de tip REI obținuți prin reducerea succesivă a unei rețele inițiale pentru studii de stabilitate statică.

3. Descrierea schemei inițiale, a echivalenților construiți și a verificărilor efectuate

În scopul verificării posibilităților de utilizare în practică a rețelelor reduse și de apreciere a gradului de aproximație a rezultatelor, pe măsura micșorării dimensiunilor unei rețele date, s-a încercat efectuarea unor studii de stabilitate statică pe diverși echivalenți.

Schema inițială conține 37 noduri și 44 legături și este reprezentată în figura 1 și anexa 1.

a) Pentru atingerea stării-limită s-a adoptat calea de înrăutățire a regimului inițial prin care generatorul echivalent din nodul 7 se încarcă, în timp ce generatoarele echivalente din nodurile 11 și 17 din zona estică a sistemului energetic se descarcă.

*) Dr. ing. Marius Pomârleanu este cercetător științific principal II, ing. Lia Bejuscu și ing. Bruno Făinaru sînt cercetători științifici. Autorii lucrează la ICEMENERG

Studiul făcut pe această schemă arată că funcţionarea instabilă a nodului 7 se atinge la o încărcare pe nod de 1150 MW.

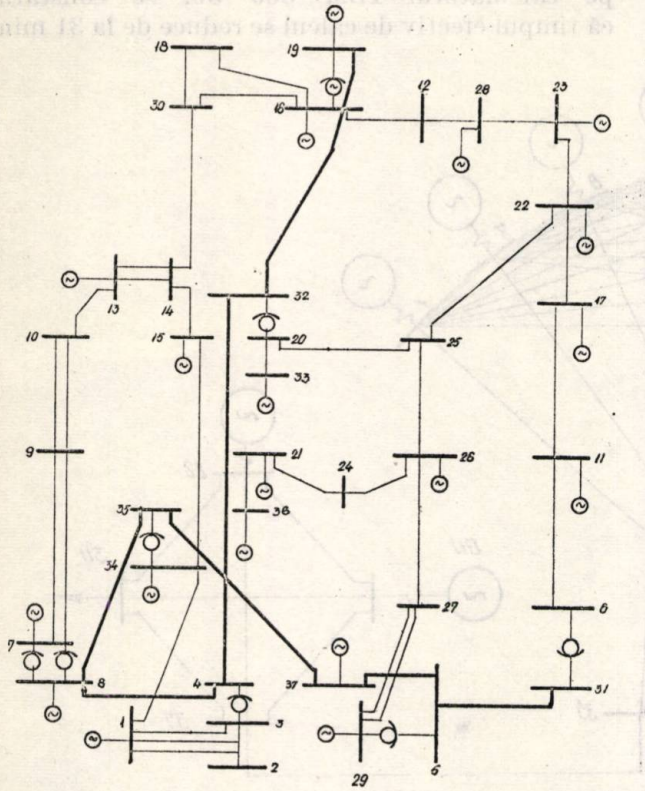


Fig. 1. Reţeaua iniţială cu 37 noduri şi 44 legături.

Cu programul TREI s-a redus schema iniţială, construindu-se un echivalent REI cu generator unic şi sarcină unică, care păstrează nodurile : 1, 7, 11, 13, 17, 26, 29 (fig. 2 *a*). Utilizînd acelaşi tip de înrăutăţire a regimului iniţial, rezultatele calculului de stabilitate efectuat pe acest echivalent arată că limita de stabilitate statică se atinge cînd încărcarea nodului 7 ajunge la 1125 MW.

În sfîrşit, a urmat o nouă reducere a reţelei anterioare, păstrîndu-se în final doar nodurile 7, 11, 17, nodul generator unic şi nodul sarcină unică (fig. 2 *b*). Repetînd calculul de stabilitate statică ca pentru variantele anterioare, regimul-limită a fost atins la o încărcare a nodului 7 de 1106 MW.

b) S-a utilizat aceeaşi schemă iniţială, cu observaţia că s-au deschis liniile 12—16 şi 20—25, obţinîndu-se astfel o reţea cu 37 noduri şi 42 legături. Prin deschiderea acestor linii se realizează, pe de o parte, o reţea cu legături slabe între zona de est şi cea de vest a sistemului energetic, mai indicată în studii de verificare a unor regimuri instabile din punctul de vedere al stabilităţii statice; pe de altă parte, reţeaua obţinută se pretează la construirea unui echivalent de un tip mai special.

Ca tip de înrăutăţire a regimului iniţial s-a ales încărcarea nodului 13, cu descărcarea simultană a generatorului echivalent din nodul 22, situaţie în care limita de funcţionare static stabilă se atinge cînd generatorul echivalent din nodul 13 debitează 938 MW.

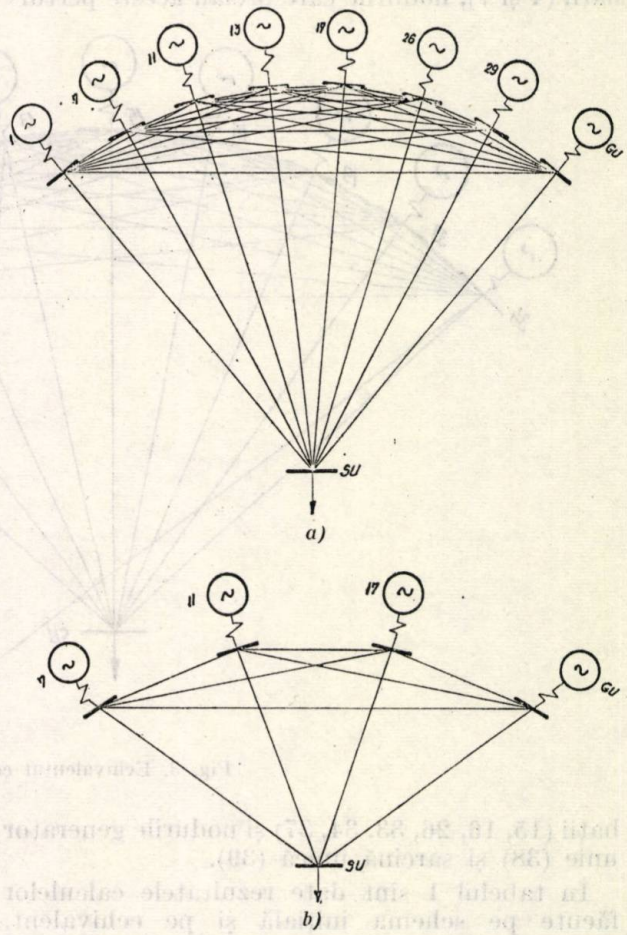


Fig. 2. Echivalenţii cu 9 şi 5 noduri construiţi din reţeaua iniţială (exemplul 3 *a*).

Se construieşte echivalentul prezentat în figura 3, care cuprinde doi echivalenţi cu sarcină unică pentru zonele de est şi de vest ale sistemului nostru energetic, interconectaţi printr-o linie de 400 kV ; în sistemul vestic sînt reţinute toate nodurile cu generatoare ; pentru sistemul estic se construieşte generatorul unic, nodul cu sarcină unică, se păstrează nodul de interconexiune şi nodul care preia perturbaţia.

Pe această schemă, limita de stabilitate se atinge cînd încărcarea generatorului echivalent din nodul 13 ajunge la 932 MW.

c) Ultimul exemplu care se prezintă se referă la aceeaşi schemă cu 37 noduri şi 42 legături pe care s-au făcut toate tipurile de înrăutăţire a regimului iniţial permise de programul STAB :

1. creşterea sarcinii active consumate în nodul 4 ;

2. creşterea sarcinii reactive consumate în nodul 4 ;

3. creşterea puterii active generate în nodul 7 ;

4. dezexcitarea generatorului echivalent din nodul 7.

Echivalentul construit păstrează nodul de echilibru (1), nodurile în care se admit perturbaţii (4 şi 7), nodurile care preiau aceste perturbaţii (15, 16, 26, 33, 34, 37) şi nodurile generator unic (38) şi sarcină unică (39).

În tabelul 1 sînt date rezultatele calculelor făcute pe schema iniţială şi pe echivalent.

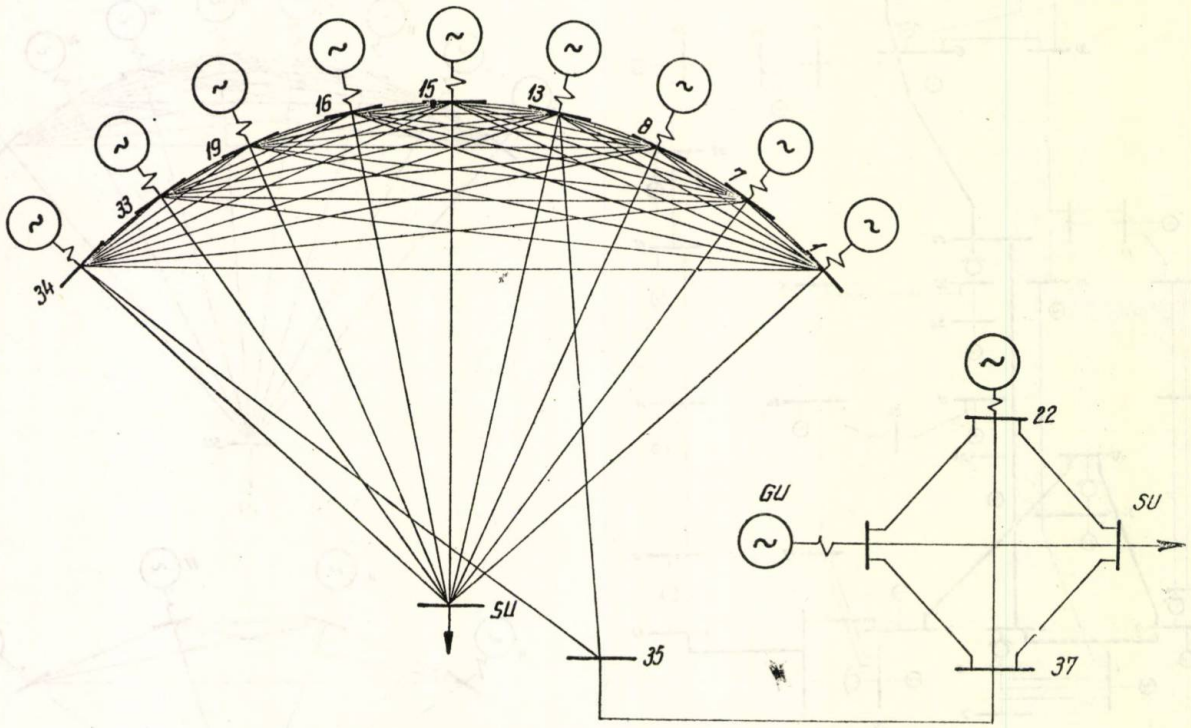


Fig. 3. Echivalentul construit pentru exemplul 3 *b*.

Tabelul 1

Tipul de înrăutăţire	Rezultatele obţinute pe schema iniţială	Rezultatele obţinute pe echivalent
1. Creşterea sarcinii active consumate în nodul 4	Sarcina activă consumată în nodul 4 creşte de la 0 la 660 MW	Sarcina activă consumată în nodul 4 creşte de la 0 la 648 MW
2. Creşterea sarcinii reactive consumate în nodul 4	Sarcina reactivă consumată în nodul 4 creşte de la 0 la 407 MVAR	Sarcina reactivă consumată în nodul 4 creşte de la 0 la 402 MVAR
3. Creşterea sarcinii active generate în nodul 7	Puterea activă generată de generatorul echivalent din nodul 7 creşte de la 790 MW la 1200 MW	Puterea activă generată de generatorul echivalent din nodul 7 creşte de la 790 MW la 1137 MW
4. Dezexcitarea generatorului ehivalent din nodul 7	Puterea reactivă din nodul 7 variază de la 144,6 MVAR la −136 MVAR	Puterea reactivă din nodul 7 variază de la 144,6 MVAR la −127 MVAR

4. Aprecieri asupra reducerii timpului de calcul

Pentru exemplul prezentat la pct. 3 a, testat pe calculatorul IBM−360−30, se constată că timpul efectiv de calcul se reduce de la 31 min 17 s pentru schema iniţială (cu 37 noduri şi 44 legături) la 2 min 10 s pentru echivalentul cu 9 noduri (fig. 2 *a*) şi la 1 min 41 s pentru echivalentul cu 5 noduri (fig. 2 *b*).

În cazul reducerii reţelei cu 37 noduri şi 42 legături la un echivalent cu 11 noduri (exemplul de la pct. 3 c), timpul efectiv de calcul în cazul înrăutăţirii regimului iniţial după o perturbaţie de tip 1 se micşorează de la 13 min 24 s la 5 min 13 s (rezultate pe calculatorul IBM−360−30), iar în cazul perturbaţiei de tip 4, de la 11 min 10 s la 2 min 5 s (rezultate pe calculatorul IRIS−50).

Se poate aprecia că reducerea timpului de calcul este substanţială pe măsură ce numărul de noduri reţinute în echivalent este tot mai mic, precizia rezultatelor fiind acceptabilă.

Concluzii

Din analiza comparativă efectuată se constată că echivalenţii utilizaţi se pretează la aceste categorii de studii. Ei prezintă avantajul simplificării substanţiale a schemei şi, ca urmare directă, al reducerii simţitoare a timpului de calcul necesar în studiile de stabilitate statică.

Tipul de generator unic utilizat [3] s-a dovedit deosebit de eficient; obţinut prin conectarea reţelei de bilanţ energetic nul la schema cu nodurile generatoare extinse la t.e.m., echi-

valentul cu generator unic astfel obținut evită stabilirea pe o cale arbitrară a reactanței generatorului unic, asigurînd în același timp o precizie destul de bună a rezultatelor.

ANEXA

Lista legăturilor rețelei inițiale studiate

a) *ATR*

Legătura	Cod	Plot
3— 4	160	9
3—29	164	8
6—31	160	10
7— 8	160	10
16—19	32	10
20—32	32	10
35—35	32	10

b) *Linii*

Legătura	R Ω	X Ω	Y_{cap} μS	Legătura	R Ω	X Ω	Y_{cap} μS	Legătura	R Ω	X Ω	Y_{cap} μS
1— 2	8,5	54,4	356	12—16	1,9	12,5	82	20—25	4	40,7	410
1— 3	1,06	6,14	650	12—28	2,4	12,6	84	20—33	2,8	14,7	392
1—34	7,7	40,3	269	13—14	0,6	3,5	93	21—24	5	32	209
4— 8	5,1	52,8	531	13—20	4,1	42,1	423	21—36	3,4	21,6	141
4—32	5,7	58,8	592	14—15	5,4	28,6	190	22—23	8,3	52,3	342
5—31	4,4	45,4	457	14—30	11,9	66,8	442	22—25	3,9	40,1	403
5—37	1	10	100	15—34	4,3	22,4	144	23—28	10,9	57,2	381
6—11	1,9	19,7	199	16—18	10	63	413	24—26	6,8	43,6	286
7— 9	3,8	24	632	16—30	6,2	37	242	25—26	3,6	36,7	370
8—35	2,8	28,4	286	17—22	3,22	26,1	852	26—27	2,1	13,6	358
9—10	2,6	16,7	436	18—30	8,1	52	340	27—29	0,7	4,8	125
10—13	8,5	54,4	356	19—32	2,5	25,9	260	35—37	8	82,7	833
11—17	0,64	5,38	177								

În cazul echivalenților se păstrează orientarea de ansamblu asupra stării sistemului în general și se poate urmări modul în care se atinge regimul-limită.

Rezultatele obținute pe rețelele echivalente se abat cu atît mai mult de la cele considerate precise, stabilite pentru întreaga rețea studiată, cu cît gradul de reducere al rețelei este mai mare.

În concluzie, studiul pe echivalenți conduce la regimuri-limită inferioare celor obținute pe schemele extinse; ușor pesimiste, rezultatele unui studiu de stabilitate statică efectuat pe rețele reduse vor fi întotdeauna acoperitoare, lucru deosebit de important, ca și faptul că ele se pot obține operativ, cu un efort de calcul minim.

Bibliografie

[1] Pomârleanu, M., Arie, E., Bejuscu, L., Botgros, M., Brînzaru I. și Constantinescu, J. *Cercetări pentru precizarea premiselor calculelor de stabilitate statică în scopul elaborării unor metode operative de calcul destinate luării unor decizii rapide în conducerea sistemului electroenergetic.* Lucrare ICENERG, 1972.

[2] Arie, E., Pomârleanu, M., Bejuscu, L. și Botgros, M. *Determinarea rezervei de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice complexe.* În: St. cerc. energ. electr. 23, nr. 3, 1973.

[3] Pomârleanu, M., Botgros, M. și Bejuscu, L. *Cercetări privind utilizarea unor echivalenți de rețea pentru calculul regimurilor de funcționare a sistemului energetic național.* Lucrare ICENERG, 1973.

[4] Dimo, P. *Analiza nodală a sistemelor electroenergetice.* Ed. Acad. R.S.R., București, 1968.

(Articol intrat în redacție la 21 februarie 1975)

Asupra unor criterii de risc privind alegerea configurației rețelelor de transport zonale

Ing. **G. Manolescu**,
ing. **M. Stein**
și matem. **Gh. Vâlcereanu** *)

1. Considerații generale

Se știe că în prezent în multe țări verificarea configurațiilor de rețele care servesc la evacuarea puterii din zone excedentare sau la aducerea de putere în zone deficitare se face în baza unor criterii deterministe, stabilite în urma experienței cîștigate sau pe bază de intuiție. În țara noastră aceste criterii sînt următoarele:

— *Pentru zonele excedentare*, rețelele (liniile) de evacuare a puterii excedentare trebuie să asigure evacuarea acestei puteri și în cazul în care calea de evacuare (linie sau AT) cea mai puternică este avariată și puterea produsă de sursele din zonă este maximă.

— *Pentru zonele deficitare*, rețeaua (liniile) de transport trebuie să asigure puterea maximă cerută în zonă în cazurile în care:

a) cea mai puternică cale de alimentare (linie sau AT) este avariată în timpul în care cel mai mare grup din zonă sau 10% din puterea efectiv disponibilă a centralelor din zonă este avariată;

b) două dintre grupurile cele mai mari sau 15% din puterea efectiv disponibilă a centralelor

*) Autorii lucrează la ISPE.

din zonă (din care s-a scăzut rezerva de putere pentru reparaţii planificate) este avariată şi toate liniile de alimentare în funcţiune.

Aceste criterii aplicate în cazul unor zone diferite ca structură în ceea ce priveşte grupurile instalate, dezvoltarea reţelelor de alimentare (evacuare) sau a consumului local, nu reflectă în multe cazuri un acelaşi nivel de siguranţă în aducerea, respectiv în evacuarea puterii.

În acest context se apreciază că verificarea în fiecare caz în parte a unui *nivel de risc* (probabilitatea de nealimentare a consumatorilor din zonele deficitare, respectiv neevacuare a puterii din zonele excedentare) este indicată, deoarece, atunci cînd se convine asupra unei valori maxime a acestui risc, stabilirea soluţiilor pentru reţele nu va mai fi tributară particularităţilor unor anumite zone.

Un alt criteriu va putea fi constituit, pentru zonele excedentare, de valoarea medie a energiei electrice neevacuabile (neproduse) într-un interval de timp (0, T), iar pentru zonele deficitare, de valoarea medie a energiei electrice nefurnizate consumatorilor. Această valoare poate constitui o dată de intrare pentru calculele tehnico-economice asupra oportunităţii întăririi reţelelor de transport, fiind însă necesară cunoaşterea costului energiei neproduse sau daunelor ca urmare a nealimentării consumatorilor.

Se consideră că cele arătate devin şi mai oportune în cazul în care se preconizează introducerea unui nou nivel de tensiune de transport, cu o capacitate de transport a liniilor foarte mult mărită.

2. Calculul indicatorilor de risc probabilistici

2.1. *Date de bază*

Pentru calculul indicatorilor de risc, atît pentru zonele excedentare cît şi pentru cele deficitare, sînt necesare următoarele date de bază :

— puterile unitare şi probabilităţile de stare în avarie ale grupurilor din zonă ;

— valoarea maximă a consumului din zonă şi alura curbei clasate de variaţie a acestuia ;

— probabilităţile de stare în avarie ale liniilor de evacuare (alimentare).

2.2. *Zonă excedentară*

Probabilităţile stărilor posibile ale grupurilor din zonă (distribuţia puterii în funcţiune N_f — fig. 1, curba *1*) se calculează utilizînd distribuţia binomială. Pentru ca numărul acestor stări şi implicit durata de calcul a probabilităţilor să nu fie prohibitiv de mare, se rotunjesc puterile unitare ale grupurilor la multipli de o putere unitară minimă N_u^{min} (de ex. : 25, 50, 100 MW).

Presupunînd că consumul din zonă variază după o curbă de sarcină (lunară, anuală) clasată în trepte cu pasul N_u^{min}, se poate determina probabilitatea de realizare a fiecărei trepte de consum (distribuţia consumului N_c — fig. 1, curba *2*) ca raport între durata unei trepte şi durata totală de referinţă T (lună, an).

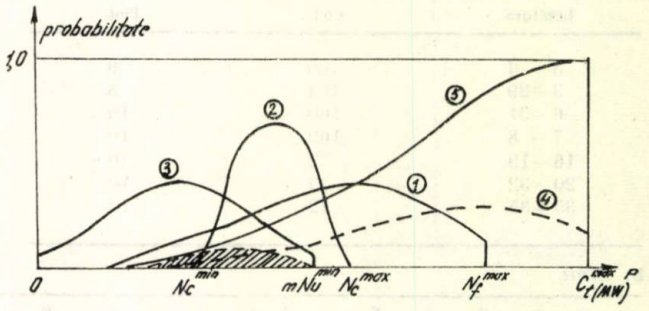


Fig. 1. Elemente necesare calculului indicatorilor de risc probabilistic pentru o zonă excedentară.

Cu aceste elemente se pot calcula probabilităţile corespunzătoare diferitelor trepte de excedent de putere în zonă (distribuţia excedentului — curba *3* din fig. 1), deci a puterii ce trebuie evacuată din zonă, după cum urmează :

$$P(E=0) = \sum_{i=0}^{n} P(N_c = N_c^{max} - i \cdot N_n^{min}) \cdot P(N_f \leqslant N_c)$$

$$P(E = k \cdot N_u^{min}) = \sum_{i=0}^{n} P(N_c = N_c^{max} - i \cdot N_u^{min}) \cdot P(N_f = N_c + k \cdot N_u^{min})$$

$$k = 1, 2, \ldots m,$$

unde $P(E = e)$ este probabilitatea ca variabila aleatorie discretă E (excedent de putere în zonă) să ia valoarea e ;

$$n = \frac{N_c^{max} - N_c^{min}}{N_u^{min}}$$

$$m = \frac{N_f^{max} - N_c^{min}}{N_u^{min}}.$$

Existenţa unei puteri ce nu se poate evacua din zonă presupune realizarea următoarelor două evenimente :

— să existe excedent de putere ;

— capacitatea liniilor să fie insuficientă pentru evacuare.

Pentru determinarea posibilităţii de evacuare a liniilor, ţinînd seama de repartiţia reală a fluxurilor în condiţiile avarierii uneia sau a două dintre ele (se iau în considerare numai avariile simple şi duble),este necesar să se calcu-

leze în prealabil, cu ajutorul unor programe de calcul specializate, un număr de $n + \frac{n(n-1)}{2}$ regimuri (n = numărul liniilor de evacuare), din care să rezulte capacitatea de transport a liniilor rămase în funcțiune (tabelul 1).

Tabelul 1

Avarii linii*)	1	2	3	-----	n
1	C_1	C_{12}	C_{13}	----	C_{1n}
2	×	C_2	C_{23}	----	C_{2n}
3	×	×	C_3	----	C_{3n}
⋮	×	×	×	⋱	⋮
n	×	×	×	×	C_n

*) – pe diagonală apar posibilitățile de evacuare în cazul unor avarii simple;
– la dreapta diagonalei apar posibilitățile de evacuare în cazul unor avarii duble.

Pentru fiecare avarie simplă sau dublă se calculează de asemenea probabilitatea de realizare a acestui eveniment, obținîndu-se astfel distribuția (curba *4* din fig. 1) și funcția de repartiție (curba *5* din fig. 1) a variabilei aleatorii discrete: capacitatea de transport C_t a liniilor de evacuare.

Se pot determina următorii indicatori de risc ai neevacuării puterii dintr-o zonă excedentară:

a) Probabilitatea (riscul) de neevacuare, reprezentată prin suprafața haşurată în figura 1:

$$r_{ne} = \sum_{k=1}^{m} P\,(E = k \cdot N_u^{min}) \cdot P\,(C_t < E).$$

Acest indicator dă indicații asupra duratei existenței unui excedent de putere ce nu poate fi evacuat din zonă.

b) Puterea medie neevacuabilă:

$$p_{ne}^{med} = \sum_{i=1}^{m} i \cdot N_u^{min} \left[\sum_{k=1}^{m} P\,(E = k \cdot N_u^{min}) \cdot P(C_t = (k - i) \cdot N_u^{min}) \right].$$

care dă o imagine cantitativă asupra puterii neevacuabile.

c) Energia medie neevacuabilă:

$$e_{ne}^{med} = p_{ne}^{med} \cdot T.$$

2.3. *Zonă deficitară*

În cazul unei zone deficitare, modul de calcul al distribuțiilor puterii în funcțiune N_f (curba *1* din fig. 2) și consumului N_c (curba *2* din fig. 2), al distribuției și funcției de repartiție a capacității de transport C_t a liniilor de alimentare (curbele *4* și *5* din fig. 2) este identic cu cel de la zonele excedentare. Diferă numai modul de

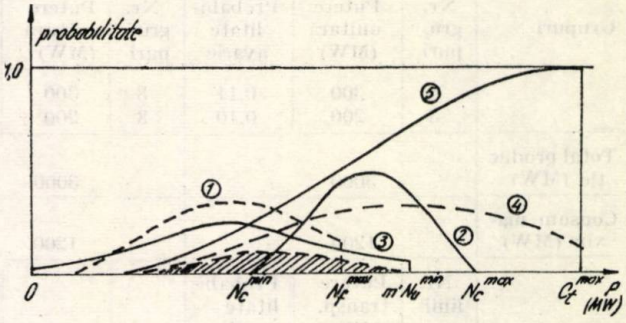


Fig. 2. Elemente necesare calculului indicatorilor de risc probabilistic pentru o zonă deficitară.

calcul al distribuției deficitului D de putere în zonă (curba *3* din fig. 2) și al indicatorilor de risc.

Astfel, probabilitățile corespunzătoare diferitelor trepte de deficit de putere în zonă devin:

$$P\,(D = 0) = \sum_{i=0}^{n} P\,(N_c = N_c^{max} - i \cdot N_u^{min}) \cdot P(N_f \geqslant N_c)$$

$$P\,(D = k \cdot N_u^{min}) = \sum_{i=0}^{n} P\,(N_c = N_c^{max} - i \cdot N_u^{min}) \cdot P(N_f = N_c - k \cdot N_u^{min}),$$

$$k = 1, 2, \ldots, m'$$

$$\text{unde } m' = \frac{N_c^{max} - N_f^{min}}{N_u^{min}},$$

iar indicatorii de risc sînt:

a) Probabilitatea (riscul) de nealimentare:

$$r_{na} = \sum_{k=1}^{m'} P(D = k \cdot N_u^{min}) \cdot P(C_t < D).$$

b) Consumul mediu nealimentat:

$$p_{na}^{med} = \sum_{i=1}^{m'} i \cdot N_u^{min} \left[\sum_{k=1}^{m'} P(D = k \cdot N_u^{min}) \cdot P(C_t = (k = i) \cdot N_u^{min}) \right].$$

c) Energia medie neasigurată:

$$e_{na}^{med} = p_{na}^{med} \cdot T.$$

3. Exemplu de calcul

Cu ajutorul programului REZON, întocmit pe baza modelului matematic prezentat la pct. 2, s-au calculat indicatorii de risc probabilistici pentru următoarele variante (tabelul 2):

Tabelul 2

Varianta*)	E_1			E_2			D_1			D_2		
Grupuri	Nr. grupuri	Putere unitară (MW)	Probabilitate avarie	Nr. grupuri	Putere unitară (MW)	Probabilitate avarie	Nr. grupuri	Putere unitară (MW)	Probabilitate avarie	Nr. grupuri	Putere unitară (MW)	Probabilitate avarie
	8	300	0,11	8	300	0,11	3	200	0,10		300	0,11
	3	200	0,10	3	200	0,10	6	100	0,080	4		
Total producţie (MW)		3000			3000			1200			1200	
Consum maxim (MW)		1200			1200			4000			4000	
Linii	Nr. linii	Putere transp. (MW)	Probabilitate avarie									
	2	800	0,06									
	1	700	0,04	2	2000	0,11	3	800	0,06	2	2300	0,11
	1	300	0,03									
	1	200	0,03				5	300	0,03	1	900	0,06
Capacitate maximă linii (MW)		2 800			4000			3900			5500	

Tabelul 3

Varianta	E_1	E_2
Criteriul determinist		
— toate centralele în funcţiune, MW	3000	3000
— consum, MW	1200	1200
— excedent, MW	1800	1800
— capacitate de evacuare la avaria celei mai mari linii, MW	2000	2000
Indicatori probabilistici		
— probabilitatea (riscul) de neevacuare	0,03072	0,04495
— puterea medie neevacuabilă, MW	8,9	26,2
— energia medie neevacuabilă, MWh/lună	6622	19463

Tabelul 4

Varianta	D_1	D_2
Criterii deterministe		
a) putere disponibilă în zonă la avaria celui mai mare grup (sau a 10% din P_{ed}), MW	1000	900
— consum	4000	4000
— deficit	3000	3100
— capacitate de alimentare la avaria celei mai mari linii	3100	3200
b) putere disponibilă în zonă la avaria celor mai mari două grupuri (sau a 15% din P_{ed}), MW	800	600
— consum	4000	4000
— deficit	3200	3400
— capacitatea de alimentare a tuturor liniilor	3900	3900
Indicatori probabilistici		
— probabilitatea (riscul) de nealimentare	0,00630	0,01638
— consumul mediu nealimentat, MW	7,7	17,1
— energie medie neasigurată, MWh/lună	5700	12748

*) E_1 şi E_2 pentru zone excedentare;
D_1 şi D_2 pentru zone deficitare.

Din analiza comparativă a rezultatelor (tabelele 3 şi 4) se observă că, deşi variantele E_1 şi E_2 şi respectiv D_1 şi D_2 sînt ,,identice'' din punctul de vedere al criteriilor deterministe, ele au indicatori de risc probabilistici foarte diferiţi.

Concluzii

Din cele arătate rezultă utilitatea verificării criteriilor deterministe şi cu ajutorul unor calcule statistico-probabilistice.

Chiar dacă se admite apriori că, cel puţin pentru zonele excedentare, criteriul ,,$(n-1)$ linii'' rămîne oricum valabil, indicatorii de risc probabilistici pot scoate în evidenţă deosebirile comportării reţelelor de transport în funcţie de configuraţiile specifice ale zonelor.

Verificări ca cele propuse în lucrarea de faţă se consideră cu atît mai oportune, pe măsura schimbărilor ce survin în timp în privinţa puterilor unitare ale grupurilor instalate

și a capacităților de transport ale liniilor cu tensiuni tot mai mari.

Fără a avea pretenția că rezolvă în totalitate și cu toată precizia problema analizată, utilizarea modelului și programului de calcul prezentat permite obținerea unor informații suplimentare, utile pentru dimensionarea rețelei de transport a sistemului electroenergetic, în special pentru zonele deficitare în care daunele produse prin nealimentarea consumatorilor sînt, în general, mult mai mari decît prin neevacuarea de energie din zonele excedentare, pentru primele criteriul probabilistic devenind astfel preponderent.

(Articol intrat în redacție la 1 decembrie 1975)

ENERGETICA peste hotare

Direcții de cercetare în domeniul dispecerului economic. Teze de doctorat elaborate în perioada 1969—1974 în S.U.A. și Canada

După utilizarea, la începutul anilor 50, a calculatoarelor analogice, problema dispecerului economic suferă o mutație tehnică importantă, rezolvarea ei fiind trecută tot mai mult pe calculatoare numerice.

Prin analogie se consideră, și în domeniul repartiției economice, ca aparținînd *primei generații* acele programe, utilizate la sfîrșitul anilor 50, ce foloseau tehnica calculului variațional și a coeficienților [B].

La începutul anilor 60 apar programele celei de-a *doua generații*, în care, alături de problema dispecerului economic, se rezolvă și chestiunile legate de pornirea-oprirea optimă a agregatelor din centrale; minimizarea pierderilor în rețele conduce la cuprinderea în aria de preocupări și a calculelor de regimuri staționare, a tehnicilor de gradient etc. Programele de dispecer economic ce apar la începutul anilor 70 sînt caracterizate de apariția unor preocupări în domeniul siguranței de funcționare și includerea unor constrîngeri suplimentare privind în special protecția mediului înconjurător; aceste programe sînt considerate ca aparținînd celei de-a *treia generații* a software-ului în acest important domeniu.

În cele ce urmează se prezintă tendințele ce se evidențiază în cercetările cele mai recente cuprinse într-o serie de teze de doctorat efectuate în S.U.A. și Canada și care se apreciază că vor constitui suportul teoretic al apariției programelor din *generația a patra*.

Taggart, J. L. **Tehnici de gradient și problema dispecerului economic** [1]

Lucrarea, efectuată sub conducerea prof. dr. L. Wilcox, continuă preocupările catedrei în domeniul tehnicilor de programare matematică aplicate la problema repartiției economice și cuprinde următoarele capitole: I—Introducere — Definirea problemei — Dispecerul economic ca o problemă de extremum; II — Formularea problemei dispecerului economic— Reprezentarea funcțiilor de COST; III — Tehnici de gradient utilizate în optimizare — Teoria clasică a problemelor extremale — Tehnici generale de gradient — Aplicarea tehnicilor de gradient în probleme cu constrîngeri — Metoda funcției-obiectiv lărgite (cu condiții de penalizare); IV — Elaborarea algoritmului de optimizare — Calculul gradientului — Alegerea lungimii pasului; V — Programe de calcul; VI — Aplicații; VII — Concluzii — Propuneri de continuare; Bibliografie; Anexe.

Este definit dispecerul economic ca o problemă de programare matematică neconvexă, cu constrîngeri de tip egalitar și inegalitar. Se face o discuție asupra metodei coeficienților, evidențiindu-se ipotezele și aproximațiile introduse.

Metoda propusă garantează găsirea unui optim global combinînd o căutare întîmplătoare a punctelor primei iterații (ce respectă constrîngerile) cu o căutare locală a optimului. Tehnica de gradient se aplică la determinarea optimului atît local cît și global. Se propune utilizarea teoriei funcțiilor implicite pentru transformarea problemei de optimizare cu constrîngeri într-o problemă de optimizare fără constrîngeri inegalitare. Lucrarea este interesantă și prin investigația exhaustivă a tehnicilor de gra-

dient. Exemple numerice şi programe de calcul scrise în FORTRAN pun în evidenţă algoritmele prezentate, a căror utilizare este indicată pentru rezolvarea în „timp real" a problemelor de repartiţie economică.

Gungor, R. B. **Repartiţia optimă a puterii active şi reactive generate utilizîndu-se constrîngerile de putere active şi reactive** [2]

Lucrarea este organizată astfel : I — Introducere ; II — Metode utilizate în prezent pentru repartiţia optimă — Formula de pierderi — Repartiţia puterilor active şi reactive pe baza minimizării pierderilor ; III — Studii teoretice — Baza matematică pentru optimizare cu considerarea constrîngerilor — Ecuaţiile de pierderi exprimate în funcţie de matricele nodale $[Y]$ şi $[Z]$ — Derivatele parţiale ale pierderilor de putere — Metoda Lagrange — Soluţii fără utilizarea metodei Lagrange — Diverse grade de aproximaţii — Proprietăţile de convergenţă ; IV — Rezultate numerice — Algoritmele : Newton-Raphson, Seidel-Gauss, semidirect — Comparaţie între repartiţia optimă a puterii active şi repartiţia optimă a puterilor active şi reactive ; V — Sumar — Concluzii ; Referinţe bibliografice ; Anexe.

Disertaţia conţine o prezentare în succesiune istorică a principalelor contribuţii la problema repartiţiei economice. Sînt analizate diversele variante ale formulei [B] de pierderi în corelaţie cu aproximaţiile aferente şi este prezentată metoda calculului variaţional împreună cu o interpretare geometrică pentru un caz simplu cu două centrale. Este discutată metoda propusă de Squires, care evită utilizarea coeficienţilor de pierderi, exprimînd puterile nodale în funcţie de matricea $[Y]$ şi tensiuni. Se prezintă utilizarea teoremei Kuhn-Tucker în metoda injecţiilor propusă de Carpentier ; se subliniază ideea conform căreia metoda Kuhn-Tucker extinde metoda calculului variaţional la problemele de optimizare cu considerarea constrîngerilor de tip inegalitar. Este analizată metoda în doi paşi, propusă de Dopazo, de optimizare a puterilor active şi reactive generate ; această metodă presupune rezolvarea succesivă a calculelor de regimuri staţionare pentru evidenţierea influenţei pierderilor şi utilizarea unei metode de gradient pentru determinarea noilor valori ale puterilor reactive în funcţie de puterile active obţinute prin calculul variaţional.

Disertaţia constituie o contribuţie la problema repartiţiei optime a puterilor active şi reactive rezolvată în mod riguros cu respectarea tuturor constrîngerilor de funcţionare. Considerarea pierderilor în reţele se face exact, evitîndu-se utilizarea coeficienţilor [B], ceea ce necesită includerea rezolvării succesive a problemei circulaţiilor de putere ca un pas al procesului de optimizare. În locul rezolvării sistemelor de ecuaţii neliniare ce modelează matematic regimul staţionar, acesta se rezolvă folosind analiza sensibilităţii ce aduce problema în liniar. Se recomandă continuarea preocupărilor în această direcţie.

Khadr, G. E. **Abordare pe calculator a problemei repartiţiei economice** [3]

Lucrarea, supervizată de prof. J. J. Carey, abordează problema repartiţiei optime a puterilor pe generatoare fără a face necesară introducerea vreunei constrîngeri privind sarcinile sistemului. Reluînd problemele devenite clasice ale repartiţiei economice, contribuţia principală a tezei constă în domeniul alegerii numărului bateriilor de condensatoare şi al reglajului unghiurilor tensiunilor nodale considerate ca variabile de optimizare în procesul de repartiţie.

Lucrarea are următoarea structură : I — Introducere — Istoria problemei — Punerea problemei ; II — Revederea critică a referinţelor bibliografice ; III — Abordarea teoretică — Modelul matematic — Soluţia pe calculator pentru un sistem cu N generatoare ; IV — Rezultate experimentale ; V — Abordarea problemei pentru puterea reactivă — Bateriile de condensatoare ; VI — Comparaţie cu alte metode ; VII — Sumar — Concluzii.

Guy, J. D. **Alocarea pe termen scurt a capacităţilor generatoare cu asigurarea nivelului de siguranţă dorit şi a minimizării consumului de combustibil** [4]

Este elaborată o metodologie privind pornirile-opririle generatoarelor în cadrul unei repartiţii economice pe termen scurt, cu respectarea unor indici de siguranţă. Se utilizează metoda programării dinamice pentru alegerea parcului de generatoare, astfel încît să se minimizeze costul pornirilor şi opririlor în cadrul unei repartiţii optime pe un interval de cîteva ore. Se utilizează un indice de siguranţă bazat pe calculul probabilităţii ca puterea generatoarelor în funcţiune să fie inferioară consumului. Funcţionarea generatoarelor este modelată prin lanţuri Markov.

Lucrarea are meritul de a rezolva problema repartiţiei economice şi aceea a pornirilor-opririlor într-o abordare care permite funcţionarea economică şi sigură a sistemului energetic.

Lucrarea continuă cercetările în domeniul siguranţei efectuate în cadrul Universităţii Texas A & M, sub conducerea Dr. Patton.

În cadrul tezei este elaborat un model probabilistic al sarcinii şi se calculează eroarea de prognoză şi probabilitatea (pentru fiecare oră) ca sarcina să depăşească puterea generatoarelor în funcţiune.

Se demonstrează aplicabilitatea practică a unei metodologii care să respecte, în cadrul unei repartiţii optime, un criteriu cantitativ de siguranţă.

Bonaert, A. P. M. **Optimizarea pe termen scurt a funcţionării sistemelor energetice prin metoda programării dinamice** [5]

Teza susţinută în cadrul Universităţii Purdue s-a bucurat de supervizarea şi sprijinul unor specialişti de renume, ca profesorii Koivo, Ah El-Abiad şi G. T. Heydt. Lucrarea, foarte extinsă, se ocupă de două mari probleme:

I — Repartiţia optimă a sarcinii într-un sistem complex integrat cu centrale termo şi hidroelectrice;

II — Alegerea parcului de grupuri în funcţiune şi stabilirea optimă a rezervei de putere.

Este de subliniat profunzimea investigaţiei în domeniul modelării CHE cu luarea în considerare a funcţionării în cascadă, a deversărilor, constrîngerilor de echipament, a întîrzierii deplasării viiturii etc.

Se aplică comparativ tehnica programării liniare şi dinamice. Abordarea problemelor este deterministă în alegerea deciziilor şi stocastică în ceea ce priveşte apariţia evenimentelor. Este prezentată o metodă de programare dinamică stocastică.

Lucrarea, de o mare complexitate teoretică, este însoţită de numeroase aplicaţii numerice.

Teza cuprinde următoarele capitole: I — Introducere — Aplicarea programării dinamice în sistemele energetice — Analiza critică a lucrărilor apărute; II — Algoritmul de decompoziţie utilizînd metoda perturbaţiei — Modelul matematic — Descompunerea în subsisteme — Condiţiile circulaţiilor optimale de putere — Constrîngeri impuse de CHE — Metoda heuristică a creşterilor — Folosirea funcţiilor de penalizare; III — Determinarea repartiţiei optime pentru CHE — Probleme de întîrziere — Aplicarea metodei programării dinamice — Considerarea deversărilor — Alegerea repartiţiei iniţiale a sarcinii pe CHE; IV — Descompunerea problemei folosind metoda duală; V — Formularea problemei compoziţiei optime de agregate şi a rezervei de putere — Modelul Markovian — Determinarea primei matrice de tranziţie — Model de timp continuu; VI — Concluzii; Bibliografie; Anexe.

Lucrarea constituie o contribuţie valoroasă la problema repartiţiei optime în sistemele integrate termo-hidro.

Reid, G. F. **Repartiţia economică în sistemele electroenergetice utilizînd programarea pătratică** [6]

Lucrarea este astfel organizată: I — Introducere — Problema repartiţiei economice — Revederea critică a tehnicilor de calcul utilizate — Metoda creşterilor relative — Metoda factorilor de penalizare — Metoda exactă; II — Metoda simplex — Algoritmul de programare pătratică al lui Wolfe — Proprietăţile sistemelor de ecuaţii liniare şi de inegalităţi — Transformări liniare — Conversia la forma canonică — Metoda simplex în formulare matricială — Metoda programării pătratice — Interpretarea geometrică a algoritmului simplex; III — Formularea problemei în cadrul metodei programării pătratice — Ecuaţiile de constrîngere — Elaborarea unei funcţii de cost pătratice; IV — Rezultate — Concluzii — Recomandări privind cercetări ulterioare; Bibliografie; Anexe.

Lucrarea se sprijină pe un material experimental bogat, utilizînd reţetele standard de test ale IEEE cu 14, 30, 57 şi 118 noduri.

Teza abordează problema dispecerului economic ca o problemă de programare pătratică. Se utilizează algoritmul lui Wolfe pentru a rezolva atît problema repartiţiei optime cît şi pe cea a regimului staţionar de funcţionare. Evitarea utilizării factorilor de penalizare şi a determinării pasului în metodele de gradient permite o convergenţă mai rapidă către soluţii.

Patton, A. W. **Repartiţia optimă dinamică a puterilor active pe grupuri termice** [7]

Lucrarea abordează un aspect mai puţin tratat în cadrul repartiţiei optime *), şi anume modul în care este afectată metodologia de repartiţie optimă de însuşi procesul de variaţie a sarcinii pe grupuri. Autorul subliniază ideea că marea majoritate a cercetărilor în domeniul repartiţiei optime abordează problema ca o chestiune de optimizare statică (staţionară) în care se neglijează efectul variaţiei sarcinii pe grupuri asupra curbelor de consum.

Într-o optimizare dinamică a funcţionării sistemului este necesară considerarea, pe lîngă efectul acestor variaţii, şi a prognozei de sarcină a sistemului.

Se elaborează o metodologie de determinare a traiectoriilor optime ale puterilor generate.

Se afirmă că optimizarea dinamică conduce, în raport cu optimizarea statică, la un efect economic de un ordin de mărime egal cu cel al considerării pierderilor în reţele, ceea ce justifică pe deplin această nouă direcţie de cercetare.

Lucrarea cuprinde următoarele secţiuni: I — Introducere — Punerea problemei — Obiective — Stadiul actual al problemei — Soluţia propusă; II — Repartiţia economică a puterii active pentru o sarcină nominală — Formularea problemei repartiţiei optime dinamice; III — Exemplu de calcul — Comparaţie între repartiţia economică dinamică şi statică; IV — Implementarea „on-line" a algoritmului — Orizontul de timp al optimizării — Reglajul invers

*) O abordare similară se regăseşte într-o serie de articole publicate de V. S. Sahanov, începînd din 1960: „Metod i algoritmî vicisleniia ekonomiceskovo raspredeleniia aktivnîh nagruzok v slojnîh ghidroteplovîh en. sistemah na elektronnîh ţifrovîh maşinah". Izv. Ak. Nauk SSSR — OTH — Energhetika; Avtomatika, 1960, vîp. 1.

— Utilizarea factorilor de repartiţie a sarcinii — Traiectoriile optimale; V — Concluzii; Bibliografie; Anexe de calcul.

La contribuţiile anterioare ale autorului în domeniul calculelor de siguranţă, această teză reprezintă o direcţie nouă şi promiţătoare de cercetare într-un domeniu al exploatării centralelor termice neglijat pînă în prezent de către specialiştii de sisteme.

Jain, A. V. **Stabilirea rezervei operative de putere în sistemele interconectate** [8]

Această lucrare a fost elaborată în cadrul Univ. Saskatchewan-Saskatoon din Canada şi urmează şcoala de cercetări condusă de profesorul R. Billington.

Teza se ocupă de determinarea rezervelor de putere activă în sistemele funcţionînd izolat şi interconectat, punînd astfel în evidenţă efectul pozitiv al interconectării sub aspectul unor posibile reduceri a investiţiilor. În evaluarea rezervei necesare sînt incluşi factori ca: constrîngerile de siguranţă, evaluarea riscurilor de avarie, alocarea rezervelor turnante, pornirile-opririle de grupuri, erorile de prognoză a sarcinii.

Abordarea autorului justifică ideea conform căreia problemele de siguranţă şi economicitate trebuie analizate împreună.

Este elaborată o metodologie de calcul al creşterilor relative pentru costurile de producere şi siguranţă, astfel încît să se obţină o minimizare a unei funcţii-obiectiv care cuprinde atît cheltuielile de generare cît şi riscurile de avarii.

Lucrarea cuprinde următoarele capitole: I — Introducere; II — Revederea contribuţiilor anterioare — Incertitudinea prognozei sarcinii — Determinarea nivelului de risc — Evaluarea indicelui de siguranţă în sistemele interconectate — Metoda de prognozare a sarcinii; III — Evaluarea rezervei de putere — Considerarea diverselor tipuri de contracte între sisteme; IV — Rezerva turnantă în sistemele complexe; V — Problema pornirilor-opririlor cu considerarea siguranţei în funcţionare; VI — Concluzii; Bibliografie; Anexe.

Graham, W. I. **Optimizarea pornirilor-opririlor de grupuri termo-hidro şi dispecerul economic utilizînd metoda programării dinamice** [9]

Teza abordează problema alegerii parcului optim de agregate pe termen lung (un an), combinată cu aceea a repartiţiei sarcinii lunare şi zilnice pe agregatele hidro. Metodologia este utilizabilă şi pentru stabilirea planului optim de reparaţii a agregatelor. Sînt considerate diverse constrîngeri şi condiţii de exploatare, cum ar fi, de exemplu, contractele de schimb de energie între sisteme. Metoda de calcul este aceea a programării dinamice. Lucrarea cuprinde următoarele capitole:

I — Punerea problemei; II — Revederea literaturii; III — Descrierea matematică a problemei pornirilor-opririlor grupurilor termice — Includerea contractelor de livrări de energie — Considerarea resurselor hidroenergetice de tip convenţional; IV — Aplicabilitatea programării dinamice în problema pornirilor-opririlor; V — Exemplu de aplicaţie la un caz simplu; VI — Aplicaţie la un sistem complex; VII — Considerarea CHE în problema pornirilor-opririlor; VIII — Rezultate; IX — Concluzii — Propuneri de lucrări ulterioare; Bibliografie; Anexe.

Powell, J. E. **O abordare prin programarea dinamică a problemei pornirilor-opririlor zilnice a grupurilor** [10]

Lucrarea este interesantă deoarece reprezintă abordarea de către un economist a problemei alegerii optime a numărului de grupuri în funcţiune. Teza cuprinde următoarele capitole:

I — Problema pornirilor-opririlor; II — Tehnici utilizate — Tipuri de grupuri — Caracteristicile de cost-constrîngeri de exploatare — Revederea literaturii în acest domeniu; III — Un nou algoritm de programare dinamică — Formularea problemei în abordarea programării dinamice — Soluţii parţiale; IV — Proceduri experimentale şi rezultate; V — Sumarul lucrării şi sugestii pentru cercetări viitoare; Bibliografie; Anexe.

Se face o comparaţie între alte sectoare industriale şi sectorul energiei electrice în ceea ce priveşte problema pornirii optime a agregatelor. Este elaborat un algoritm bazat pe metoda programării dinamice care rezolvă problema „unit commitment" pe perioade scurte de timp — zi, săptămînă.

Vertis, A. S. **Consideraţii privind mediul înconjurător în dispecerul economic** [11]

Lucrarea poate fi considerată ca prima teză de doctorat şi printre puţinele contribuţii *) în domeniul dispecerului economic ce introduce noua problematică a protecţiei mediului înconjurător.

Obiectivul lucrării îl constituie elaborarea unei metodologii care să permită dispecerului economic un impact minim asupra mediului înconjurător.

Sînt analizate principalele noxe ce pot apărea în procesul producerii energiei electrice şi se analizează în mod critic lucrările apărute în acest domeniu, care, în general, abordează problema în sensul minimizării unui singur element de poluare şi fără a ţine seama de specificul zonei geografice în care se exercită poluarea. Este elaborat un model matematic

*) Gent, M.R. şi Lamont, J. W. Minimum-emission Dispatch. În: IEEE Trans. Power App. Syst., Nov./Dec. 1971, PAS—90 (6), p. 2650 — 2660.

complex, care consideră diverşii agenţi poluanţi şi care asigură poluarea minimă acceptabilă pe o zonă geografică bine delimitată.

Sînt elaborate curbele specifice de emisie a diverşilor agenţi de poluare, curba totală a efectului nociv, curba de creşteri relative a funcţiei de poluare. Algoritmul elaborat minimizează consumul de combustibil simultan cu minimizarea efectului poluării şi respectarea constrîngerilor energetice. Procesul de calcul se efectuează în doi paşi, şi anume după obţinerea valorilor puterilor active ce minimizează efectul de poluare se trece la procesul de optimizare propriu-zis, prin care se obţine şi consumul minim de combustibil în condiţiile asigurării poluării minime.

Este interesant de subliniat că minimizarea poluării se obţine după o lege asemănătoare celei cunoscute pentru obţinerea consumului minim de combustibil, adică atunci cînd toate grupurile funcţionează cu valori egale ale creşterilor relative ale funcţiei de emisie a factorilor de poluare.

Toate variabilele problemei sînt valori deterministe, în afară de cea legată de prognoza timpului. Sînt introduse noi concepte, ca, de exemplu, „funcţia totală de emisie", „echivalenţi de poluare" etc.

Bechert, T. E. **Repartiţia optimă dinamică a puterii electrice generale** [12]

Teza reprezintă o abordare a problemei dispecerului economic de pe poziţiile teoretice şi metodologice ale reglajului optimal.

Se arată că majoritatea cercetătorilor tratează problema repartiţiei economice ca pe o problemă de optimizare statică (vezi în acest sens şi [7]). Autorul lărgeşte sfera problematicii, impunîndu-şi ca obiectiv nu numai obţinerea unui cost minim de producere a energiei electrice la un anumit palier de sarcină, ci şi o optimizare a traiectoriilor pe care fiecare generator o urmează pentru a realiza puterea optimă. Se face legătura între problema dispecerului economic şi problemele de stabilitate în reglajul frecvenţă-putere de schimb, oscilaţiile de putere pe liniile de schimb, efortul minim de reglaj pe grupuri etc.

Sînt prezentate condiţiile de elaborare a unui regulator optimal folosind principiul maximalităţii lui Pontriaghin. Se compară performanţele regulatorului convenţional şi optimal în realizarea funcţiei de dispecer economic, subliniindu-se avantajele celui optimal în menţinerea stabilităţii sistemului şi eliminarea schimburilor nedorite de energie, respectiv în micşorarea fluctuaţiilor de putere pe liniile de interconexiune.

Structura tezei este următoarea :

I — Introducere ; II — Strategia reglajului — Modelul matematic al sistemului energetic — Principiul decompozabilităţii aplicat la problemele de reglaj ale sistemelor energetice — Optimizarea reglajului în cadrul subsistemelor ; III — Formularea problemei reglajului — Definirea indicelui de performanţă — Durata intervalului de reglaj — Eroarea de reglaj — Definirea costurilor legate de curba de consum a combustibilului pe centrală şi de variaţia sarcinii pe grupuri ; IV — Condiţiile necesare pentru realizarea unui regulator optimal — Principiile de maxim ale lui Pontriaghin — Soluţii singulare — Vectorul adjunct al condiţiilor de limită ; V — Sinteza unui regulator optimal cu legătură inversă — Soluţii optimale — Reprezentare în planul fazelor ; VI — Studii de simulare numerică ; VII — Concluzii ; Bibliografie ; Anexe de calcul.

Concluzii

Din analiza tezelor examinate reiese interesul ştiinţific încă susţinut pe care l-a prezentat problema dispecerului economic în perioada 1965—1974 în cadrul universităţilor americane. Cercetările cuprinse în tezele prezentate pot constitui suportul teoretic al generaţiei următoare de programe ; ele lărgesc şi adîncesc aspectele energetice şi îmbogăţesc arsenalul metodelor matematice în următoarele direcţii :

— Tratarea integrată a sistemelor complexe termo-hidroenergetice ; se perfecţionează modelele matematice ale proceselor hidroenergetice.

— Abordarea repartiţiei optime nu numai ca o problemă de funcţionare economică, ci şi ca o problemă de siguranţă ; includerea în funcţia de cost ce trebuie minimizată a unor elemente caracterizînd siguranţa sistemului.

— Considerarea elementelor aleatorii ce caracterizează funcţionarea reală a unui sistem energetic, cum sînt : prognoza curbei de sarcină corelat cu fenomenele meteorologice, considerarea rezervei de putere, probabilitatea de avariere a grupurilor etc. În acest sens se constată utilizarea tot mai largă a metodelor probabilistice de investigaţie.

— Tendinţa de rezolvare corelată a problemei optimizării parcului de grupuri (optimizarea pornirilor-opririlor) cu aceea a alocării optime a puterii pe generatoare ; metodologia elaborată poate servi şi în domeniul optimizării perioadelor de revizii în centrale.

— Adîncirea unor aspecte legate de modul de considerare a pierderilor, a menţinerii nivelelor de tensiune şi a repartiţiei puterilor reactive, ceea ce conduce la includerea în dispecerul economic a problemei circulaţiilor optimale.

— Apropierea problemei de necesităţile rezolvării în timp real prin elaborarea unor algoritme aplicabile pe calculatoarele de proces, examinarea unor probleme legate de reglajul frecvenţă-putere şi menţinerea energiilor contractuale pe liniile de interconexiune.

— Abordarea dispecerului economic și ca o problemă de optimizare dinamică: examinarea proceselor dinamice ce se desfășoară în partea electrică și termică a centralelor la modificarea puterii de consemn. Problema dispecerului economic este tratată de pe pozițiile și cu metodele specifice reglajului optimal (analiza sensibilității, principiul maximalității lui Pontriaghin, analiza în planul fazelor etc.).

— Includerea în dispecerul economic a chestiunilor legate de protejarea mediului înconjurător; se apreciază că problemele ecologice vor putea modifica principial problema dispecerului economic.

Deși tezele pot fi apreciate ca fiind de o înaltă ținută științifică și deschizînd interesante căi de investigație, se constată totuși numărul lor relativ redus *). Aceasta reflectă probabil interesul mai scăzut manifestat în această perioadă electroenergeticii, cercetările fiind îndreptate către alte domenii tehnologice considerate de „vîrf".

Într-un studiu privind tendințele în cercetările în domeniul electroenergeticii, Peshon [13] aprecia ca suficiente rezultatele obținute pînă în prezent în domeniul dispecerului energetic, sarcina personalului din exploatare reducîndu-se, după părerea sa, la implementarea metodologiei bine cunoscute a lui Kirchmayer.

Se cunoaște că în domeniul hardware a avut loc un fenomen de întîrziere în apariția celei de-a patra generații de calculatoare, ca urmare a unui decalaj prea mare între posibilitățile tehnologice și de producție ale firmelor de calculatoare și necesitățile reale ale utilizatorilor, respectiv ale pieței, destul de saturate cu calculatoare.

Este prematur să se aprecieze dacă nu va avea loc un fenomen analog în domeniul programelor de aplicație privind discepecerul economic.

Fără a se accepta analiza lui Peshon, se poate totuși considera că există un decalaj prea mare între nivelul cercetărilor în domeniul repartiției economice și posibilitățile reale ale personalului din exploatare de a implementa aceste metodologii foarte complexe. Din această cauză, în perioada următoare va trebui probabil să se realizeze un compromis rațional între cercetările în domeniul dispecerului economic — cercetări care se situează la nivelul generației a patra — și aplicațiile practice în exploatare, care încă în general corespund primei generații de programe.

a. p.

*) Se menționează de asemenea că numai 7 din cele 12 teze sînt elaborate de specialiști americani.

Bibliografie

[1] Taggart, J. L. *Gradient Optimization Techniques and the Economic Dispatch Problem.* Clemson. Univ., 1969.

[2] Gungor, R. Behic. *Optimum Scheduling of Real and Reactive Power Generation Utilizing Real and Reactive Power Constraints.* Univ. of Arkansas, 1970.

[3] Khadr, Galal EL-Sayed. *Computer Approach to Economic Power System Scheduling.* The Univ. of Michigan, 1969.

[4] Guy Jimmie Darrel. *Short-term generator commitment to establish a desired system reliability while minimizing system fuel cost".* Texas A & M Univ., 1969.

[5] Bonaert, A. P. M. *Short Term Dynamic Optimization of Power Systems.* Purdue Univ., 1971.

[6] Reid, G. F. *Economic Dispatch of Electric Power Systems using Quadratic Programming.* Virginia Polytechnic Institute and State Univ., 1973.

[7] Patton Alton De Witt. *Dynamic Optimal Dispatch of Real Power for Thermal Generating Units.* Texas A & M Univ., 1972.

[8] Jain, Adarsh Vir. *Operating Reserve Assessment in Multiinterconnected Systems.* Univ. of Saskatchewan, 1973.

[9] Graham Warren Dean. *Hydro-Thermal Generation Unit Commitment and Dispatch Using a Dynamic Programming Approach.* Univ. of Missouri-Rolla, 1973.

[10] Powell, J. E. *A Dynamic Programming Approach to the Daily Scheduling of Power Generating Units.* Indiana Univ. Graduate School of Bussiness, 1972.

[11] Vertis, Al. St. *Environmental Considerations in Power Dispatch.* Univ. of Pennsylvania.

[12] Bechert, Th. E. *Dynamic Optimal Allocation of Electric Power Generation.* Drexel Institute of Technology, 1970.

[13] * * * *Systems Analysis Needs in Electric Power Systems".* Systems Control, Inc. May, 1973.

CRONICĂ

A IV-a Consfătuire a termoenergeticienilor

Săvinești — octombrie 1975

În zilele de 10 și 11 octombrie 1975 au avut loc la Săvinești lucrările celei de-a IV-a Consfătuiri a termoenergeticienilor, cu tema „Optimizarea termoenergetică a proceselor industriale". Consfătuirea a fost organizată de Comisia termoenergetică din cadrul Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor, Ministerul Industriei Chimice, Ministerul Energiei Electrice și Consiliul Popular Județean Neamț.

Urmărind apropierea problemelor termoenergetice actuale de soluționarea unor aspecte concrete ale platformelor industriale din țara noastră, lucrările consfătuirii s-au desfășurat în cadrul uneia dintre cele mai reprezentative platforme ale industriei chimice, care reunește două puternice unități industriale : Combinatul de fibre sintetice Săvinești și Combinatul de îngrășăminte chimice Roznov.

În pregătirea și organizarea lucrărilor consfătuirii a fost adoptată o metodă de lucru nouă, care să permită dezbaterea unor probleme concrete ale platformei industriale analizate, soluțiile conturate având însemnate posibilități de generalizare. Astfel, lucrările consfătuirii au avut la bază cîteva referate elaborate de colective complexe de specialiști, ingineri și tehnicieni, în urma unor analize de durată făcute la fața locului și urmărind problemele esențiale legate de optimizarea termoenergetică a proceselor tehnologice de pe platforma industrială Roznov-Săvinești.

La elaborarea sintezelor prezentate în cadrul consfătuirii au participat energeticieni și tehnologi din cadrul unităților analizate, din cadrul institutelor de proiectare a instalațiilor tehnologice și a surselor de căldură de pe platformă, precum și specialiști din cadrul Ministerului Industriei Chimice. Lucrările prezentate au reprezentat propuneri și concluzii, rezultate din activitatea deosebit de bogată desfășurată cu cinci luni înainte de lucrările consfătuirii.

Se menționează astfel analizele efectuate la fața locului în problemele de optimizare a funcționării surselor de căldură existente pe platformă, precum și a transportului și distribuției agenților termici, dar mai ales analizele disponibilităților și soluțiilor posibile a fi aplicate în domeniul recuperării resurselor energetice secundare. Pe această linie, specialiștii angrenați în problemele complexe ale arderii deșeurilor și recuperării căldurii din astfel de instalații s-au întîlnit în cadrul unei mese rotunde, organizată de CNIT la București, și au întreprins, la Săvinești, unele acțiuni cu caracter experimental, constînd din analiza comportării unor țevi metalice, introduse în cuptoarele existente de ars deșeuri, și determinarea caracteristicilor depunerilor rezultate.

Toate activitățile menționate, desfășurate înainte de consfătuire, au fost finalizate prin pregătirea unor materiale de sinteză, care au fost prezentate participanților la consfătuire, asigurînd un cadru concret al desfășurării dezbaterilor. În afara acestora, la consfătuire au fost dezbătute și o serie de propuneri de interes deosebit privind alte ramuri industriale, aduse la cunoștința participanților printr-un raport general asupra acestor referate individuale, tratînd teme de asemenea subordonate preocupărilor pentru optimizarea termoenergetică a proceselor industriale.

Lucrările consfătuirii s-au desfășurat în patru secții, avînd următoarele teme :

Secția I — *Optimizarea termoenergetică a proceselor din industria chimică.*

Secția II — *Recuperări energetice secundare în industria chimică.*

Secția III — *Optimizarea termoenergetică a proceselor tehnologice în alte ramuri industriale.*

Secția IV — *Termoficare*

În cadrul ședinței de deschidere a lucrărilor, care a avut loc în ziua de 10 oct. 1975, au luat cuvîntul :

— prof. dr. ing. Nicolae Dănilă — președintele Comisiei de termoenergetică din cadrul Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor ;

— ing. Vasile Nomanu — director general al Combinatului de fibre sintetice Săvinești ;

— ing. Vasile Tintescu — secretar cu probleme economice al Comitetului municipal de partid Piatra Neamț ;

— ing. Petre Raiciu — director al Direcției mecano-energetice din Ministerul Industriei Chimice ;

— prof. emerit ing. C-tin Dinculescu — membru corespondent al Academiei R.S.R., președintele Colegiului pentru etică profesională a inginerilor și tehnicienilor din cadrul CNIT.

Vorbitorii au subliniat importanța temelor supuse dezbaterii, noutatea și interesul metodei de lucru adoptate la consfătuire.

Gazdele au adresat participanților cuvinte de bun venit și au urat succes dezbaterilor, arătînd totodată și principalele probleme locale ale platformei industriale care urmează să fie soluționate în cadrul lucrărilor.

În cadrul secțiilor de lucru au fost prezentate următoarele referate :

Secția I

1. Analiza surselor termoenergetice de pe platforma Săvinești-Roznov.

2. Analiza sistemului de transport și distribuție a căldurii pe platforma Săvinești-Roznov.

3. Analiza consumurilor specifice energetice și a parametrilor de utilizare a agenților termici. Posibilități de reducere a consumurilor specifice.

Secția II

1. Preocupări pentru valorificarea resurselor energetice secundare în industria chimică.

2. Deșeurile ca sursă energetică secundară. Caracterizarea deșeurilor de pe platforma Săvinești-Roznov.

3. Cuptoare de ardere a deșeurilor combustibile : concepție și mod de folosire pe platforma Săvinești-Roznov.

4. Cazane recuperatoare pentru valorificarea resurselor energetice secundare : concepție, posibilități de folosire pe platforma Săvinești-Roznov.

Secția III

Referat de sinteză elaborat pe baza a opt rapoarte, prezentînd aspecte privind posibilități și propuneri de optimizare termoenergetică a proceselor tehnologice din diferite ramuri industriale.

Secția IV

Referat unic : „Analiza disponibilului de căldură rezultat pe platforma Săvinești-Roznov prin optimizarea termoenergetică a proceselor tehnologice și posibilități de utilizare a acestora pentru termoficarea orașului Piatra-Neamț".

Participanții la consfătuire au efectuat și o vizită tehnică în combinat, la instalația de ardere a deșeurilor de la Lactama III.

Prezentarea referatelor menționate a fost urmată de dezbateri și intervenții ale participanților, ceea ce a permis un schimb fructuos de opinii, pe linia tematicii de ansamblu a consfătuirii.

Expunerile și dezbaterile din cadrul lucrărilor consfătuirii au subliniat, pe de o parte, interesul față de problemele optimizării termoenergetice ale proceselor tehnologice și, pe de altă parte, oportunitatea și direcțiile de întreprindere a unor acțiuni concrete de mare importanță pentru realizarea unor însemnate economii de combustibil.

În ansamblu, lucrările consfătuirii au dus la următoarele concluzii generale :

1. Studiul aprofundat al aspectelor energetice ale proceselor tehnologice permite evidențierea unor posibilități și căi concrete de optimizare a tehnologiilor și soluțiilor și obținerea, pe această bază, a creșterii eficienței energetice a soluțiilor actuale. În acest sens se remarcă necesitatea și importanța adîncirii colaborării dintre energeticieni și tehnologi.

2. Pe marile platforme industriale există însemnate rezerve de resurse energetice secundare, care pot fi depistate prin analize efectuate în instalații și pentru care se impune trecerea imediată la programe de lucru vizînd punerea lor în valoare.

Aceste programe trebuie să conțină :

— stabilirea de soluții și scheme concrete pentru valorificarea resurselor energetice de nivel scăzut de temperatură și găsirea de consumatori care să permită valorificarea acestora ;

— proiectarea de instalații de ardere a deșeurilor solide, lichide și gazoase, inclusiv a instalațiilor de preparare a acestora în vederea arderii :

— proiectarea cazanelor recuperatoare pentru cîteva nivele de parametri-standard, inclusiv a instalațiilor de curățire ; aceste cazane trebuie să țină seama de posibilitățile și aspectele specifice legate de arderea deșeurilor combustibile ;

— asimilarea unor materiale adecvate construcției acestor tipuri de utilaje, care pun mari probleme legate de rezistența la coroziune și eroziune.

3. Analiza reală a necesităților de consum pe platformele industriale și a capacităților instalate pentru acoperirea acestora poate determina importante disponibilități în surse, care să asigure, fără investiții suplimentare în surse, acoperirea unor cereri noi de căldură, în condiții avantajoase.

4. Consfătuirea a evidențiat necesitatea abordării problemelor legate de elaborarea bilanțurilor energetice, în strînsă legătură cu bilanțurile de materii prime și materiale necesare pentru procesele tehnologice analizate, în vederea realizării eficienței economice maxime, la nivelul economiei naționale.

5. Marile platforme industriale oferă cîteva direcții precise de reducere în continuare a consumurilor specifice termoenergetice, și anume :

— punerea de acord a utilajelor schimbătoare de căldură, cu caracterul procesului tehnologic deservit ;

— optimizarea gospodăriilor de condensat, prin perfecționarea oalelor de condensat existente și realizarea unor tipuri noi ;

— tipizarea izolațiilor termice pentru conductele de transport și distribuție a căldurii, prin stabilirea unor tehnologii și materiale care să ofere pierderi minime și să permită generalizarea acestora, pe toate platformele industriale ;

— asimilarea materialelor adecvate construcției acestor tipuri de utilaje, care pun mari probleme legate de rezistența la coroziune, eroziune etc. ;

— determinarea soluțiilor și schemelor concrete pentru valorificarea resurselor energetice la parametri scăzuți și găsirea de consumatori care să permită valorificarea acestora.

6. Mobilizarea, ca metodă de lucru în desfășurarea consfătuirilor, a unor colective de specialiști pentru analizarea unor probleme termoenergetice concrete ale unei platforme industriale reprezintă o cale deosebit de eficientă pentru identificarea unor căi de economisire a combustibilului, oferind, în afara rezolvării unor probleme legate direct de platforma analizată, și posibilități largi de generalizare a rezultatelor obținute. Această metodă de pregătire și desfășurare a unei consfătuiri reprezintă o noutate care și-a dovedit pe deplin eficiența.

7. O cerință deosebită, legată de îmbunătățirea aspectelor termoenergetice industriale, o reprezintă ridicarea continuă a nivelului de pregătire a cadrelor de ingineri și tehnicieni, în strînsă legătură cu înțelegerea factorului economic, impus de exploatarea tehnologiilor și instalațiilor deservite.

★

În afara acestor concluzii generale, analiza efectuată pe platforma Săvinești-Roznov a evidențiat :

a) Necesitatea continuării studiilor și finalizării proiectului de cazan recuperator pentru linia de ardere a deșeurilor de la Lactama III (studiul va fi încheiat pînă la 15 februarie 1976).

b) Existența unui disponibil de 70 Gcal/h în capacitatea instalațiilor de preparare a apei fierbinți de pe platformă, respectiv 20 Gcal/h la CET Săvinești și 50 Gcal/h la CET Roznov.

c) Recomandarea ca, în cadrul studiilor ce se vor elabora pentru alimentarea cu căldură a Municipiului Piatra Neamț, să se ia în considerare și varianta de valorificare a disponibilului de capacitate evidențiat, în scopul obținerii unor economii de combustibil, față de variantele cu surse proprii.

d) Aplicarea măsurilor de realizare a recuperărilor de resurse secundare existente pe platforma Săvinești-Roznov ar crește substanțial disponibilitățile de căldură față de necesarul platformei, la nivelul fiecărei etape de dezvoltare în parte, mărind eficiența utilizării acestora pentru alimentarea cu căldură a Municipiului Piatra Neamț.

În încheierea lucrărilor, participanții au adresat o telegramă Comitetului Central al P.C.R., tovarășului secretar general Nicolae Ceaușescu, în care își iau angajamentul de a depune eforturi sporite pentru găsirea unor noi căi și mijloace în scopul traducerii în viață a sarcinilor decurgînd din indicațiile cu privire la economisirea combustibilului și dezvoltarea bazei energetice a țării.

Prof. dr. ing. **Nicolae Dănilă**,
președintele Comisiei termoenergetice — CNIT,

Ing. **Nicolae Niculescu**,
vicepreședintele Comisiei termoenergetice — CNIT

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

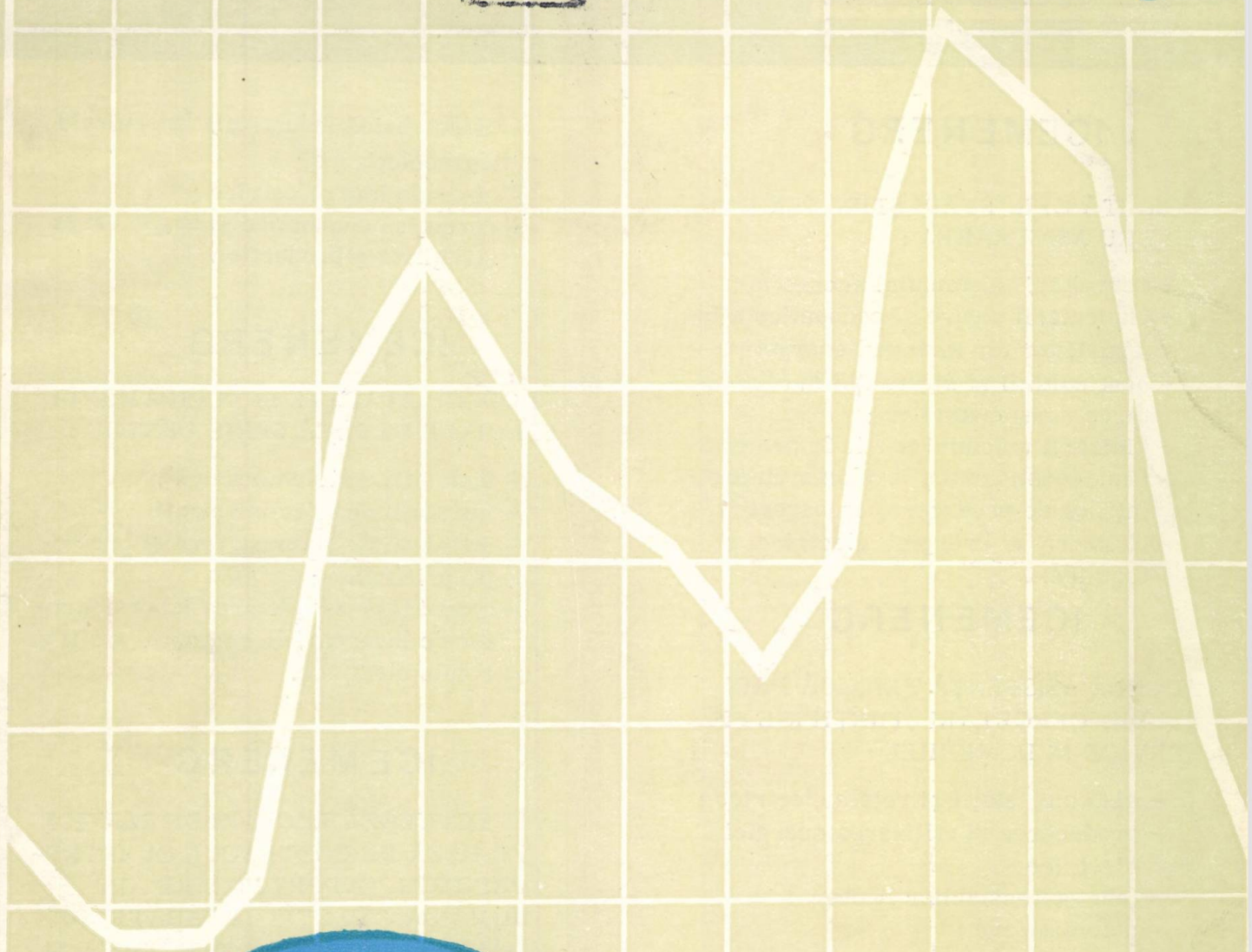
I. P. I. c. 1098

41 401

1976 SEP 30

2039
MW
R
REFERALVA

4



energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREŞTI
APRILIE 1976

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS INTÉZET 4883 ORSZÁGOS

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 4 aprilie

Cuprinsul

pag.

P. Dimo, M. Pomârleanu, Lia Bejuscu, I. Radu şi M. Sîrbu — **Utilizarea echivalenţilor REI la studiul sistemelor vaste interconectate** — 109—115

T. Popa — **Centrale electrice „curate"** — 116—120

V. Athanasovici, I. Prisecaru, A. Badea şi A. Leca — **Recuperarea şi returnarea condensatului de la consumatorii industriali** — 121—125

N. Kertész — **Determinarea oportunităţii instalării unor desupraîncălzitoare şi răcitoare de condensat în circuitul regenerativ al unei turbine cu abur cu ajutorul unei metode de calcul rapide** — 126—130

D. Ivas — **Contribuţii la determinarea indicatorilor continuităţii în electroalimentare prin simulare analogică** — 13[illegible]—133

H. Crisciu, V. Neagu şi I. Radu — **Procedeu de amplasare raţională a surselor de putere reactivă în interiorul unui combinat industrial** — 133—137

ENERGETICA PESTE HOTARE

Boleslaw Bartoszek — **Perspectivele dezvoltării energeticii în R.P. Polonă pînă în anul 1980** — 138—140

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311

Димо, П., Помырляну, М., Бежуску, Л., Раду, И. и *Сырбу, М.:* **Использование эквивалентов РЭИ при следовании обширных объединенных системе**

Представлены новые результаты в области применения эквивалентов РЭИ при изучении стационарных режимов, при оценке потерь мощности и при статической устойчивости.

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 109–115

ДК 621.311.2 ; 662.764

Попа, Т.: **„Чистые" электрические станции**

Информация, касающаяся теплоэлектростанции со смешанным циклом пар-газ, представленная К.П.Д. одной интегрированной установки по газификации угля и смешанный цикл пар-газ.

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 116–120

ДК 621.311.25 ;621.186 ;662.99

Атанасович, В., Присекару, И., Бадя, А. и *Лека, А.:* **Регенерация и переливка конденсата от промышленного потребителя**

Анализируется потеря тепла по причине непереливки конденсата от промышленных потребителей. Учитываются некоторые методы улучшения и представлен один практический пример.

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 121–125

ДК 621.165.53.001.2

Кертеш, Н.: **Определение своевременности установки некоторых перегревателей и охладителей конденсата в регенеративном контуре одной паровой турбины с помощью быстрого вычислительного метода**

Показаны возможности оценки разности мощности в попарном соединении турбины для различных устройств по подогреванию питательной воды, путем упрощенного метода.

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 126–130

ДК 621.311 ;681.14

Ивас, Д.: **Вклад в определение индикаторов непрерывности в электроснабжении путем аналогического симулирования**

Представлена схема для вычисления индикаторов непрерывности в снабжении электроэнергией промышленных потребителей путем аналогического моделирования. Указываются возможности осуществления вычислительных блоков и достигнутые результаты.

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 131–133

ДК 621.311.1 ;621.3.017 ;621.314 + 621.315 + 621.57.04

Крисчю, Х., Нягу, В. и *Раду, И.:* **Процедура размещения источников реактивной мощности внутри промышленного комбината**

Методология по определению реактивной мощности, которая должна быть компенсирована в каждой точке распределения со стороны среднего и низкого напряжения, учитывая потери активной мощности в линиях, трансформаторах и конденсаторах.

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 133–137

ЭНЕРГЕТИКА ЗА РУБЕЖОМ

ДК 621.311(438),,313"

Бартошек, Б.: **Перспективы развития энергетики в Польской Народной Республике до 1980 года**

Energetica 24 (1976), № 4, стр. 138–140

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311

Dimo, P., Pomârleanu, M., Bejuscu, L., Radu, I. und *Strbu, M.* : **Verwendung von REI-Äquivalenten bei der Untersuchung ausgedehnter Verbundsysteme**

Es werden einige neue Erkentnisse auf dem Gebiet der Untersuchung stationärer Fahrweise mit Hilfe von REI-Äquivalenten, bei der Einschätzung der Leistungsverluste und auf dem Gebiet der Untersuchung statischer Stabilität ausgedehnter Verbundsysteme besprochen.

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 109–115

DK 621.311.2 ;662.764

Popa, T. : **„Saubere" Kraftwerke**

Im Beitrag werden die im gemischten Betriebszyklus Brenngaserzeugung-Wasserdampferzeugung fahrenden Wärmekraftwerke behandelt. Anschliessend wird der Wirkungsgrad einer integrierten Kohlenvergasungsanlage mit gemischtem Brenngas-Wasserdampf-Zyklus untersucht.

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 116–120

DK 621.311.25 ;621.186 ;662.99

Athanasovici, V., Prisecaru, I., Badea, A. und *Leca, A.* : **Kondensat- rückgewinnung- und Rückleitung von industriellen Wärmeverbrauchern**

Es werden die Wärmeverluste analysiert, die durch Nichtrückleitung des Kondensats durch die industriellen Wärmeverbraucher verursacht werden. Dazu werden einige Abhilfemassnahmen empfohlen und ein praktisches Beispiel wird angeführt.

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 121–125

DK 621.165.53.001.2

Kertész, N. : **Bestimmung durch ein Näherungsverfahren der Zweckmässigkeit von Enthitzern und Kondensatkühlern in der Vorwärmeanlage einer Dampfturbine**

Es werden die Möglichkeiten der Schätzung der Leistungsänderung der Dampfturbine für verschiedene Anordnungen der Speisewasservorwärmer mit Hilfe eines Näherungsverfahrens, gezeigt.

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 126–130

DK 621.311 ;681.14

Ivas, D. : **Beiträge zur Bestimmung von Kontinuitätsbeiwerten bei der Versorgung mit elektrischer Energie durch analoge Modellierung**

Der Verfasser zeigt das Berechnungsschema zur Bestimmung der Kontinuitätsbeiwerte bei der Versorgung industrieller Verbraucher mit elektrischer Energie unter Verwendung analoger Modellierung. Ferner werden die Möglichkeiten zur Aufstellung von Berechnungsblöcken und die dabei erzielten Ergebnisse gezeigt.

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 131–133

DK 621.311.1:621.3.017: 621.314 + 621.315 + 621.57.04

Crisciu, H., Neagu, V. und *Radu, I.* : **Verfahren zur Standortbestimmung bei der Aufstellung von Blindleistungsquellen innerhalb eines Industriekomplexes**

Es handelt sich dabei um eine Methodologie zur Bestimmung der an jeder Mittel- und Niederspannungsverteilungsstelle auszugleichenden Blindleistung unter gleichzeitiger Berücksichtigung der in den Leitungen, Transformatoren und Kondensatoren verbrauchten Wirkleistungsverluste.

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 133–137

ENERGIEWIRTSCHAFT IM AUSLAND

DK 621.311(438),,313"

Bartoszek, B. : **Entwicklungsaussichten der Energiewirtschaft in der VR Polen bis zum Jahre 1980**

Energetica 24 (1976), H. 4, S. 138–140

SOMMAIRE

CD 621.311

Dimo, P., Pomârleanu, M., Bejuscu, L., Radu, I. et *Sîrbu, M.* : **Utilisation des équivalents REI à l'étude des systèmes vastes interconnectés**

Les auteurs présentent les nouveaux résultats dans le domaine d'application des équivalents REI à l'étude des régimes stationnaires, à l'évaluation des pertes de puissance et dans la stabilité statique pour les systèmes vastes interconnectés.

Energetica 24 (1976), no. 4, p. 109–115

CD 621.311.2 ;662.764

Popa, T. : **Centrales thermiques „propres"**

Information sur les centrales thermiques à cycle mixte gaz-vapeur, suivie par la présentation du rendement d'une installation intégrée de gazéification du charbon et cycle mixte gaz-vapeur.

Energetica 24 (1976), no. 4, p. 116–120

CD 621.31' ;25 ;621.186 ;662.99

Athanasovici, V., Prisecaru, I., Badea, A. et *Leca, A.* : **Récupération et retournage du condensé des consommateurs industriels**

Les auteurs analysent la perte de chaleur provoquée par le manque du retournage du condensé des consommateurs industriels. Ils indiquent ensuite quelques mesures d'amélioration et en présentent un exemple pratique.

Energetica 24 (1976), no. 4, p. 121–125

CD 621.165.53.001.2

Kertész, N. : **Détermination de l'opportunité de l'installation des désurchauffeurs et refroidisseurs de condensé dans le circuit de régénération d'une turbine à vapeur, à l'aide d'une méthode de calcul rapide**

L'auteur montre la possibilité d'évaluer, par une méthode simplifiée, la différence de puissance au couple de la turbine pour différents arrangements des réchauffeurs d'eau d'alimentation.

Enernetica 24 (1976), no. 4, p. 126–130

CD 621.311 ;681.14

Ivas, D. : **Contributions à la détermination des indices de la continuité dans l'alimentation avec énergie électrique par simulation analogique**

On présente le schéma pour le calcul des indices de la continuité dans l'alimentation avec énergie électrique des consommateurs industriels par la voie du modelage analogique. On indique les possibilités de réaliser les organes de calcul et les résultats obtenus.

Energetica 24 (1976), no. 4, p. 131–133

CD 621.311.1 ;621.3.017 ;621.314 + 621.315 + 621.57.04

Crisciu, H., Neagu, V. et *Radu, I.* : **Procédé d'emplacement des sources à puissance réactive à l'intérieur d'un combinat industriel**

Méthodologie pour déterminer la puissance réactive qu'il faut compenser à chaque point de distribution sur la partie moyenne et basse tension, en considérant les pertes d'énergie active sur les lignes, transformateurs et condenseurs.

Energetica 24 (1976), no. 4, p. 133–137

L'ENERGETIQUE A L'ETRANGER

CD 621.311(438) „313"

Bartoszek, B. : **Perspectives du développement de l'énergétique en R.P. Pologne jusqu'en 1980**

Energetica 24 (1976), no. 4, p. 138–140

CONTENTS

DC 621.311

Dimo, P., Pomârleanu, M., Bejuscu, L., Radu, I. and *Sîrbu, M.* : **The use of REI equivalents for the large interconnected systems study**

New results in the field of REI equivalents application in the study of stationary states, at the power losses evaluation and in the static stability for large interconnected systems are presented.

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 109–115

DC 621.311.2 ;662.764

Popa, T. : **„Clean" electric power plants**

Information regarding thermal power plants with mixed gas-steam cycle, followed by the presentation of the performance of an integrated coal gaseification and mixed gas-steam cycle installation.

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 116–120

DC 621.311.25 ;621.186 ;662.99

Athanasovici, V., Prisecaru, I., Badea, A. and *Leca, A.* : **Recuperation and returning of condensate from industrial users**

The heat loss caused through the loss of condensate from industrial users is analysed. Some improvement measures are presented as well as a practical result.

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 121–125

DC 621.165.53.001.2

Kertész, N. : **Determination of the opportunity to install some desuperheaters and drain coolers in a steam turbine regeneration circuit by means of a quick calculation method**

The possibility to evaluate the power difference at a turbine couple for different arrangements of the supply water preheaters by a simplified method are shown.

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 126–130

DC 621.311 ;681.14

Ivas, D. : **Contributions to the determination of the continuity indicators in electric energy supply by analogic simulation**

The scheme for the calculation of the continuity indicators in the industrial user electric energy supply by analogic simulation is presented. The possibilities to achieve the calculation units and the obtained results are indicated.

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 131–133

DC 621.311.1 ;621.3.017 ;621.314 + 621.315 + 621.57.04

Crisciu, H., Neagu, V. and *Radu, I.* : **Location procedure of the reactive power sources inside an industrial combine**

Methodology for the determination of the reactive power which must be compensated in every distribution point on the medium and low voltage side considering the active power losses in lines, transformers and condensers.

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 133–137

ENERGETICS ABROAD

DC 621.311(438) „313"

Bartoszek, B. : **The perspectives of energetics development in Poland until 1980**

Energetica 24 (1976), nr. 4, p. 138–140

Utilizarea echivalenților REI la studiul sistemelor vaste interconectate

P. Dimo, M. Pomârleanu, Lia Bejuscu, I. Radu, M. Sîrbu

1. Necesitatea echivalenților de rețea

Dezvoltarea sistemelor electroenergetice cunoaște o nouă etapă, aceea a formării unor ansamble vaste interconectate prin crearea unor puternice legături de interconexiune între sistemele existente. Avantajul principal îl constituie posibilitatea întrajutorării dintre sistemele care formează ansamblul interconectat reflectată în reducerea investițiilor și mărirea siguranței de funcționare pentru fiecare sistem în parte.

Odată cu această etapă apare necesară o nouă tehnică de analiză și calcul în problemele de sistem deoarece:

— ansamblele vaste interconectate prezintă fenomene noi, care nu sînt complet lămurite (de ex.: oscilațiile lente pe liniile de interconexiune, declanșările în cascadă etc.) și pentru care conceptele și procedeele clasice de studiu sînt greu de utilizat;

— vastitatea sistemelor existente creează dificultăți serioase la introducerea și prelucrarea datelor inițiale;

— numeroase elemente necesare efectuării diferitelor categorii de studii rămîn necunoscute, pentru ansamblele interconectate operîndu-se cu date sintetice de tipul: puterea totală produsă și consumată, puterea disponibilă, tranzitul pe liniile de interconexiune etc.

Toate aceste elemente corelate fac imposibilă abordarea problemelor de sistem pentru ansamblele interconectate, chiar cînd se pot utiliza puternice instrumente de calcul.

Din aceste motive, în prezent se fac încercări [1] pentru găsirea unor modele reduse de rețea, „echivalenți", aplicabile în problemele de sistem, care că conducă la rezultate acceptabile în studiile care se întreprind pentru ansamblele vaste existente.

Exceptînd transformările obținute prin procedee simple de reducere (secționări de linii, renunțarea la porțiuni întregi de rețea considerate ca fiind îndepărtate din punct de vedere electric de zona studiată, înlocuirea unor zone întinse prin injecțiile de la frontiera rețelei reținute în studiu etc.), care s-au practicat mult în trecut, se cunosc numai cîteva căi de obținere a unor rețele echivalente reduse ca dimensiuni, utilizate limitat, pentru anumite scopuri precise. Astfel, sînt de menționat:

a) Metoda Kron-Kirchmayer-Happ, în care fiecare subrețea care se dorește echivalată se reprezintă printr-un „echivalent" redus corespunzător axei de referință „3" a lui Kron [2]; echivalentul se folosește pentru studiul regimurilor permanente ale rețelelor interconectate și pentru determinarea coeficienților „B" utilizați la repartiția economică a puterilor între centralele electrice [3], [4].

b) Metoda liniarizărilor permite obținerea echivalenților de tip Brown, Shipley ș.a. [5], cînd se face eliminarea nodurilor reprezentate sub formă complexă, sau a echivalentului „Daisy" (M.B. Reed și colaboratorii [6]), cînd se face liniarizarea nodurilor de sarcină și se folosesc o serie de principii topologice adaptate la structura rețelelor de energie; se utilizează la calcule de regimuri [6], scurtcircuite [5], stabilitate dinamică [5].

c) Metoda reducerii rețelei exterioare prin pasivizare și introducerea unor injecții de curent în nodurile de frontieră ale rețelei studiate (echivalentul Tinney [7]). Propusă pentru studii on-line, permite cercetarea schimbării stărilor unei rețele analizate în cadrul unei interconexiuni, fără cunoașterea unor informații detaliate asupra rețelelor sistemelor vecine.

În afara metodelor prezentate, care dau soluții la un număr limitat de probleme, au fost propuși echivalenții REI-Dimo [8], [9], care încearcă o echivalare generală, aplicabilă întregii game de probleme caracteristice sistemelor energetice vaste, cu ajutorul unor modele imitative.

2. Caracteristicile principale ale echivalenților REI

Metoda analizei nodale [8], [9] propune un model general redus și imitativ, care păstrează proprietățile rețelei reale: modelul REI. După cum se știe, rețeaua unui sistem energetic se poate considera compusă din două părți:

— o parte liniară (rețeaua propriu-zisă);

— o parte neliniară (injecțiile de curenți-generatori, sarcini).

Reducerea dimensiunilor rețelei se obține prin aplicarea unei rețele radiale liniare nodurilor m care se doresc eliminate. Rețeaua aplicată conține $m + 2$ noduri și este astfel calculată încît, pentru regimul de referință, puterea intrată prin nodurile $1,2,\ldots, m$ să fie egală cu cea evacuată prin nodul e (fig. 1).

Această rețea, traversată de curenții nodurilor m, are în regimul de referință pierderile egale cu zero:

$$\sum_m \frac{\underline{I}_m^2}{\underline{Y}_{m0'}} + \frac{\underline{I}_e^2}{\underline{Y}_{0'e}} = 0 \qquad (1)$$

unde

$\underline{I}_m$ sînt curenții injectați (sau consumați) în nodurile m care se elimină;

$\underline{I}_e$ — curentul total din nodul fictiv, nou construit, care verifică relaţia :

$$\underline{I}_e = \sum_m \underline{I}_m \tag{2}$$

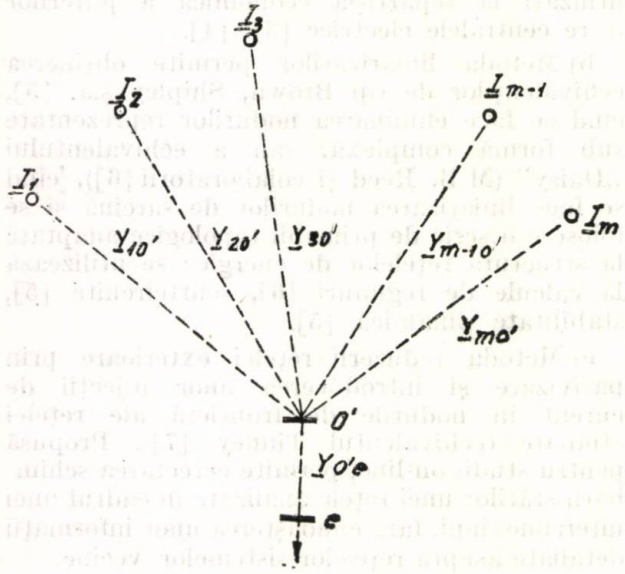


Fig. 1

$\underline{Y}_{m0'}$ — admitanţa echivalentă puterii din nodul m :

$$\underline{Y}_{m0'} = \frac{\underline{S}_m^*}{U_m^2} \tag{3}$$

$\underline{Y}_{0'e}$ — admitanţa echivalentă puterii totale a nodurilor eliminate, care se calculează cu relaţia :

$$\underline{Y}_{0'e} = -\frac{I_e^2}{\sum_m \underline{S}_m}. \tag{4}$$

Odată această reţea auxiliară adăugată, se face eliminarea nodurilor m şi o'.

Se observă că, dacă toţi curenţii din nodurile înlocuite respectă în evoluţia lor, de la un regim la altul, aceeaşi lege de variaţie :

$$\underline{I}_m^{nou} = \underline{K}\,\underline{I}_m^{ref}, \tag{5}$$

$\underline{K}$ fiind acelaşi pentru toate nodurile m, relaţia (1) este îndeplinită pentru orice alt regim deoarece :

$$K^2 \sum_m \frac{I_m^2}{\underline{Y}_{m0'}} + \frac{K^2 I_e^2}{Y_{0'e}} = 0. \tag{6}$$

Operaţia de eliminare constă, deci, în înlocuirea unor noduri de sarcină sau generatoare, care, pentru regimuri diferite de regimul de referinţă, respectă aceeaşi lege de variaţie a curenţilor, prin noduri fictive echivalente (e). Procedeul a fost denumit „eliminarea nodurilor cu ajutorul reţelei auxiliare cu bilanţ energetic nul" [9], [10]. Într-adevăr, reţeaua obţinută în final este o reţea redusă care însă păstrează la frontiere balanţa energetică identică cu cea a reţelei date. Se remarcă faptul că operaţia de liniarizare a fost făcută numai pentru reducerea reţelei, modelul final fiind „deliniarizat" prin introducerea în fiecare nod fictiv e a caracteristicilor neliniare ale injecţiilor de curenţi ale nodurilor care au fost înlocuite. Acest lucru imprimă modelului REI o natură identică cu a reţelei reale (model imitativ) şi îi asigură o arie largă de aplicabilitate.

★

În continuare se prezintă o serie de rezultate obţinute cu ajutorul echivalenţilor REI în cîteva probleme specifice sistemelor vaste interconectate, cum ar fi :

— circulaţiile de puteri pe liniile de interconexiune ;

— evaluarea pierderilor de putere şi energie în reţelele de transport ;

— evidenţierea regimurilor critice cauzate de instabilitatea statică a ansamblului.

Sînt date elemente pentru evidenţierea domeniilor de aplicabilitate a acestor echivalenţi pentru regimuri diferite de cel de referinţă (pentru care a fost calculat echivalentul) şi pentru alte condiţii decît cele prezentate anterior.

3. Descrierea echivalenţilor de sistem utilizaţi pentru studiul regimurilor staţionare, evaluarea pierderilor de putere şi energie şi analiza stabilităţii statice pentrn ansamblele interconectate

Pentru stabilirea posibilităţilor de aplicare a echivalenţilor REI în problemele enumerate mai sus, s-a utilizat o schemă formată din 4 subsisteme : un SISTEM CENTRAL, legat prin 6 linii de interconexiune cu alte trei sisteme vecine : SUD, NORD, VEST. Reţeaua iniţială conţine 413 noduri şi 557 legături ; există patru nivele de tensiuni (220, 330, 400 şi 750 kV), trecerea de la un nivel la altul realizîndu-se prin intermediul a 13 tipuri de autotransformatoare. Cele patru subansamble ale sistemului studiat sînt interconectate prin 9 linii electrice de înaltă tensiune (anexa 1), care formează reţeaua de interconexiune a ansamblului.

Pentru fiecare subsistem în parte, pe baza analizei schemei iniţiale, a ponderii şi importanţei pe care o au elementele constitutive în desfăşurarea ulterioară a calculelor şi a datelor disponibile, s-au construit echivalenţi REI de sistem conform principiilor prezentate la pct. 2. S-au reţinut în modelul final :

— toate nodurile de frontieră, pentru a se putea verifica starea rețelei de interconexiune, păstrată cu adevărata sa identitate în studiul regimurilor staționare și al stabilității statice;

— cîteva noduri generatoare importante, cu rol special în reglarea tensiunilor și puterilor în anumite zone ale ansamblului.

Nodurile generatoare de importanță mai redusă în cadrul ansamblului interconectat și nodurile consumatoare au fost grupate în noduri fictive echivalente de tip „generator unic" sau „sarcină unică", respectîndu-se următoarele reguli:

— nodurile reale de tip generator dintr-o zonă cu caracteristici economice și de exploatare similare se înlocuiesc printr-un generator unic;

— nodurile de tip consumator dintr-o zonă pentru care se poate admite aceeași lege de variație a sarcinii se înlocuiesc printr-un nod fictiv de sarcină;

— nodurile care conțin și generatoare și consumatori se tratează ca noduri complexe pentru care se cunosc toate caracteristicile; ca urmare, generatorul se regăsește în generatorul unic respectiv, iar consumatorul, în sarcina unică din zonă.

Pe baza acestor principii s-a construit un model care conține 42 noduri (23 reale și 19 fictive) și 230 legături (9 reale), reprezentat simplificat în figura 2, model cu ajutorul căruia s-au făcut principalele testări și verificări.

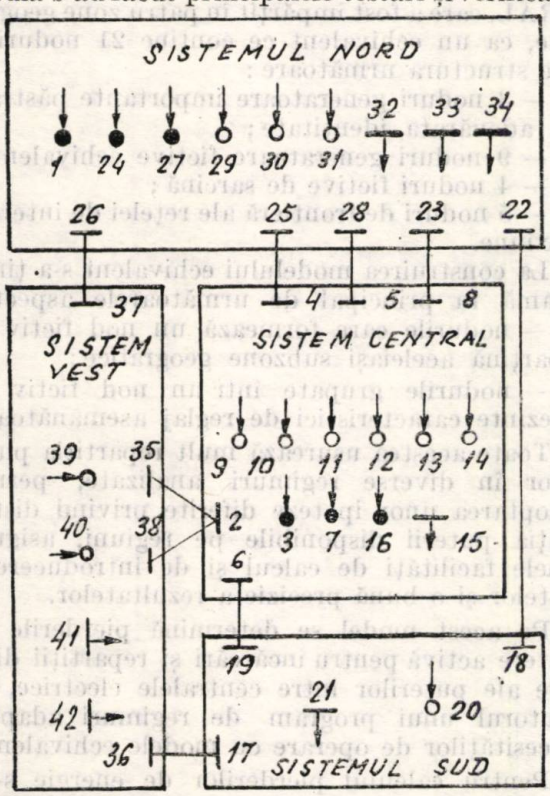


Fig. 2. Echivalentul de sistem al ansamblului interconectat.
— nod de interconexiune;
● nod generator păstrat cu adevărata identitate;
○ nod fictiv de tip generator unic.
↓ nod fictiv de tip sarcină unică;

Datele regimului inițial pentru acest model se prezintă în anexa 2.

4. Studiul regimurilor staționare ale ansamblului vast interconectat, cu ajutorul echivalenților REI

Pentru studiile de dezvoltare a sistemelor electroenergetice, alegerea soluțiilor se face pe baza analizei multiplelor variante de funcționare posibile privind regimul individual al fiecărui subsistem și starea rețelei de interconexiune și selectării soluțiilor optimale din punct de vedere tehnic și economic.

Desfășurarea unor calcule de regimuri în multitudinea de variante posibile pentru scheme ample devine prohibitivă și utilizarea unor scheme reduse rămîne singura de adoptat. Tot cu ajutorul unor astfel de scheme se poate urmări operativ starea rețelei de interconexiune în situațiile în care apar modificări de regim sau de structură în sistemele interconectate, pentru care informațiile se reactualizează la intervale mari de timp.

În scopul verificării posibilităților de utilizare a echivalenților de sistem REI pentru studiul regimurilor staționare ale sistemelor vaste interconectate, a limitărilor și gradului de aproximație admis, s-au făcut o serie de calcule comparative pe rețeaua inițială și pe modelul echivalent propus, din care se prezintă în continuare numai cîteva rezultate semnificative.

Au fost operate modificări în rețeaua dată și respectiv în modelul echivalent, după care au fost calculate regimurile staționare pentru ambele scheme și comparate rezultatele finale. S-au încercat următoarele tipuri de modificări:

— modificări de topologie a rețelei de interconexiune;

— modificări de structură privind unele legături importante păstrate în echivalent cu adevărata identitate;

— modificări de regim în noduri;

— modificări simultane de regim și de structură.

În tabelul 1 se prezintă rezultatele obținute pentru:

a) modificarea topologiei rețelei de interconexiune prin deconectarea simultană a liniilor 4—25 și 5—28 (fig. 2);

b) modificări de regim în schema inițială legate de încărcarea unor noduri generatoare din SISTEMUL SUD cu circa 500 MW, cu descărcarea simultană a unor noduri generatoare din SISTEMUL NORD.

Analizînd rezultatele obținute, se poate constata că, deși modelul redus are numai 10% noduri în raport cu rețeaua inițială, circulațiile de puteri pe liniile de interconexiune se păstrează în limite acceptabile la modificările operate, abaterile fiind de $4 \div 5\%$. Aceste abateri apar pe arterele principale, cu tranzit mare de putere; pe liniile cu tranzit scăzut (apropiat

Tabelul 1

Rezultate privind calculul pe echivalenţi al regimurilor staţionare

Modificarea	Legătura $i-j$	Circulaţii pe reţeaua reală				Circulaţii pe modelul echivalent			
		nod i		nod j		nod i		nod j	
		P, MW	Q, MVAR	P, MW	Q, MVAR	P, MW	Q, MVAR	P, MW	Q, MVAR
	2—35	739.1	218.6	—738.8	—226.1	767.6	230.9	—767.2	—238.
	2—38	10.2	—50.9	—10.2	—53.9	6.1	—55.8	—6.1	—49.2
a	6—19	1555.8	150.1	—1538.9	—383.3	1568.1	151.4	—1551.	—379.3
	8—23	—2305.5	—72.3	2374.2	372.4	—2331.8	—18.5	2400.2	300.4
	17—36	—182.6	—45.7	183.6	—38.6	—176.7	—45.9	177.6	—39.
	18—22	—900.1	353.7	945.3	—9.1	—894.4	356.9	939.	—18.8
	26—37	114.5	—393.7	—114.3	63.2	122.	—375.3	—121.8	44.5
	2—35	686.4	247.1	—686.1	—255.	644.2	228.2	—643.9	—236.6
	2—38	133.7	—66.	—133.1	—33.	143.7	—58.3	—143.	—39.5
	4—25	—12.	—16.	12.	—46.2	—5.6	—23.4	5.6	—39.3
b	5—28	—50.4	37.8	50.5	—93.	—45.3	34.4	45.3	—90.
	6—19	1395.8	97.8	—1382.4	—406.2	1358.8	90.9	—1346.	—414.2
	8—23	—2139.8	—59.4	2191.9	—4.5	—2055.2	—177.4	2103.9	67.
	17—36	—40.2	—52.4	—40.4	—41.3	—35.8	—57.6	35.8	—36.4
	18—22	—758.5	193.9	786.	—67.4	—795.9	207.7	824.7	—74.8
	26—37	—111.3	—358.3	111.5	24.9	—157.8	—354.2	158.	16.4

de zero), abaterile pot fi procentual mult mai mari, dar acest lucru nu are importanţă practică. Abateri mai mari (care pot ajunge pînă la 10%) se constată la puterile reactive care circulă pe liniile de interconexiune, însă ele nu constituie de obicei obiect de control pentru dispecer.

Este de menţionat şi faptul că nivelul de tensiuni în nodurile păstrate cu adevărata identitate în echivalent se verifică cu suficientă precizie, abaterile maxime fiind cuprinse între limite de $\pm 1 \div 2$ %.

5. Evaluarea pierderilor de putere şi energie în reţelele de transport, cu ajutorul echivalenţilor REI

După cum se cunoaşte, în studiile de dezvoltare de perspectivă a sistemelor electroenergetice se analizează o multitudine de variante privind structura reţelei, încărcările generatoarelor, variaţia sarcinilor etc., pentru perioade îndepărtate dispunîndu-se în general de informaţii globale. În astfel de cercetări folosirea echivalenţilor constituie un domeniu recomandabil pentru aplicare, deoarece modelele reduse se pot obţine pe baza informaţiilor sintetice disponibile, iar cu ajutorul lor se reduce simţitor volumul de calcul necesar şi timpul de introducere a datelor iniţiale.

S-a încercat aplicarea echivalenţilor REI la evaluarea pierderilor de energie într-un sistem pentru un interval de timp în ipoteza unui tranzit de putere între două sisteme vecine, problemă care, analizată pe schema reală, ar necesita numeroase calcule. Studiul care s-a făcut a avut ca scop final stabilirea eventualelor avantaje care ar putea rezulta în problema pierderilor de energie. Verificările au analizat din acest punct de vedere ce înseamnă pentru SISTEMUL CENTRAL existenţa şi absenţa unui tranzit de putere de circa 2 000 MW între SISTEMUL NORD şi SISTEMUL SUD (puterea se primeşte în SISTEMUL CENTRAL într-o zonă cu deficit de putere şi se livrează SISTEMULUI SUD dintr-o zonă cu excedent de putere).

Modelul utilizat reprezintă SISTEMUL CENTRAL, care a fost împărţit în patru zone geografice, ca un echivalent ce conţine 21 noduri şi are structura următoare:

— 3 noduri generatoare importante păstrate cu adevărata identitate;

— 9 noduri generatoare fictive echivalente;

— 4 noduri fictive de sarcină;

— 5 noduri de frontieră ale reţelei de interconexiune.

La construirea modelului echivalent s-a ţinut seamă în principal de următoarele aspecte:

— nodurile care formează un nod fictiv să aparţină aceleiaşi subzone geografice;

— nodurile grupate într-un nod fictiv să prezinte caracteristici de reglaj asemănătoare.

Toate acestea uşurează mult repartiţia puterilor în diverse regimuri analizate, permit adoptarea unor ipoteze diferite privind distribuţia puterii disponibile pe regiuni, asigură unele facilităţi de calcul şi de introducere a datelor şi o bună precizie a rezultatelor.

Pe acest model se determină pierderile de putere activă pentru încărcări şi repartiţii diferite ale puterilor între centralele electrice, cu ajutorul unui program de regimuri adaptat necesităţilor de operare cu modele echivalente.

Pentru calculul pierderilor de energie s-au folosit curbe de sarcină cu valori medii trimestriale ale încărcărilor orare, pe baza cărora s-a determinat timpul de funcţionare pentru un palier de putere. Din sumarea pierderilor de energie activă calculate pentru toate perioadele

de timp ale unui an s-a determinat energia activă pierdută anual în SISTEMUL CENTRAL. Avînd în vedere că variantele analizate sînt structural diferite (datorită modificării modului de interconexiune cu sistemele vecine), s-au construit doi echivalenți cu aceeași structură, dar provenind din două regimuri de bază diferite.

Rezultatele privind evaluarea pierderilor de putere activă cu ajutorul modelului prezentat s-au verificat cu cele stabilite pentru rețeaua reală a SISTEMULUI CENTRAL. În tabelul 2 se dau datele comparative pentru cîteva din regimurile luate în considerație (echivalentul este calculat pentru regimul 85% din regimul de vîrf).

Tabelul 2

Pierderile de putere activă în SISTEMUL CENTRAL evaluate cu ajutorul echivalenților REI

Nr.	Regimul %	Pierderi de putere, MW		Eroarea relativă, %
		pe rețeaua reală	pe modelul echivalent	
1	100	235.3	231.5	−1.62
2	97		227.25	
3	94		204.94	
4	91		198.4	
5	88		181.94	
6	85	161.3	161.46	0.1
7	82.5		152.82	
8	79.5		144.82	
9	77.5		134.19	
10	76	131.1	127.87	−2.46
11	74		118.89	
12	66.5		97.64	

Din analiza rezultatelor obținute se constată următoarele:

— se obțin rezultate bune în evaluarea pierderilor de putere activă utilizînd același echivalent pentru regimuri îndepărtate mult de regimul de referință pentru care s-a stabilit echivalentul, dacă abaterile de la conformism ale curenților pe fiecare nod fictiv important nu depășesc valori de 10—15%;

— păstrarea conformismului în fiecare nod fictiv are o importanță deosebită în evaluarea exactă a pierderilor; este necesară deci o mare atenție la gruparea nodurilor care formează un singur nod fictiv; nodurile importante în care nu se respectă conformismul curenților nu pot fi grupate în noduri fictive;

— erorile stabilite în evaluarea pierderilor, în condițiile de mai sus, sînt cu totul acceptabile, ele nedepășind cu $\pm$ 5% valorile calculate pe rețeaua completă.

6. Utilizarea echivalenților REI pentru obținerea unor indicatori ai stabilității ansamblelor vaste interconectate

Pentru ansamblele interconectate se pune problema analizei stabilității statice în situații speciale, cum ar fi:

— funcționarea ansamblului în apropierea limitei de stabilitate statică în situații post-avarie pe zone extinse;

— stări critice care pot apărea în cazul funcționării unor centrale în regimuri impuse (regim capacitiv, supraîncărcarea unor centrale din zone cu consum redus cu descărcarea simultană a unor centrale din zone cu consum mare etc.);

— oscilații neamortizate de putere care pot apărea în unele regimuri apropiate de starea-limită datorită existenței unor zone cu puteri sincronizante insuficiente (cauzate, de exemplu, de slabele legături de interconexiune dintre sisteme) etc.

Cercetări anterioare [11], [12] au arătat posibilitatea utilizării echivalenților REI la studiul stabilității statice a sistemelor complexe cu ajutorul criteriilor practice. Pe baza concluziilor stabilite se încearcă folosirea acestor echivalenți și pentru cazul sistemelor vaste interconectate; verificările s-au făcut pentru:

— stabilitatea globală a unui sistem aflat într-un ansamblu interconectat;

— stabilitatea locală pentru anumite noduri generatoare importante în regimuri speciale.

S-a înțeles prin „stabilitate globală" stabilitatea sistemului la o înrăutățire standard a regimului inițial: creșterea sarcinii totale a sistemului cu preluarea ei în mod rațional, de către toate generatoarele din sistem, printr-o cotă-parte proporțională cu puterea lor nominală.

Pentru verificări s-a utilizat modelul redus prezentat la pct. 3. Înrăutățirea regimului inițial s-a făcut prin creșterea sarcinilor active ale sistemului; preluarea unei variații de putere, ΔP, s-a făcut conform relației:

$$\Delta P_i = K_i \, \Delta P, \tag{7}$$

în care

$$K_i = \frac{P_{in} - P_{i0}}{\sum_i (P_{in} - P_{i0})} \tag{8}$$

P_{in} este puterea nominală a generatorului i;
P_{i0} — puterea generatorului i în regim inițial.

În acest mod, în procesul de înrăutățire a regimului toate centralele ating simultan puterea lor nominală (puterile pe liniile de interconexiune se mențin neschimbate).

Verificarea regimului-limită s-a făcut cu ajutorul criteriilor practice de stabilitate statică, [8], [13], [14], în cazul în care nu a fost considerată acțiunea reglajelor (stabilitate naturală). Pentru regimul limită s-a construit „imaginea nodală" [8], [9] a SISTEMULUI CENTRAL, care este prezentată în figura 3.

Se constată că între vectorul rezultant al curenților de scurtcircuit în sarcină ai generatoarelor din sistem și vectorul curentului de scurtcircuit în gol [8], [9] există un unghi de

45°. Se verifică în acest mod că unghiul-limită de 45°, demonstrat pentru o rețea de reactanțe [8], se menține și pentru rețelele reale care conțin rezistențe și reactanțe.

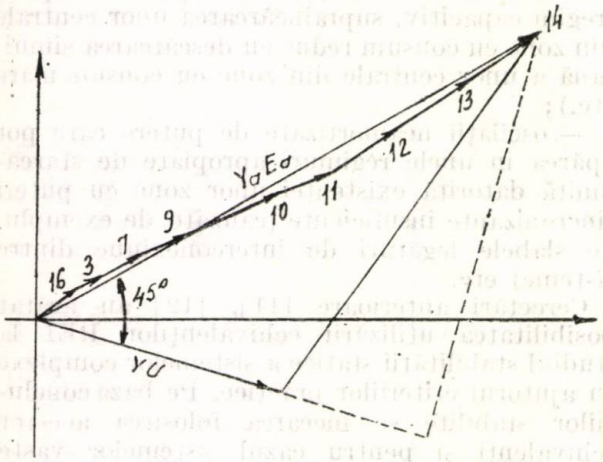


Fig. 3 Imaginea nodală a SISTEMULUI CENTRAL în regimul limită (stabilitate naturală).

Acest unghi-limită devine un indicator de stare important în aprecierea stabilității globale a unui ansamblu, iar imaginea nodală construită este un indicator geometric sintetic care poate furniza informații utile legate de starea grupurilor din sistem, rezerva de stabilitate statică etc.

Pe aceeași cale se pot obține, printr-un procedeu de etalonare, unghiuri critice limită pentru stări ale sistemului rezultate în urma unor perturbații bruște.

„Stabilitatea locală" a fost definită ca stabilitatea unei centrale în raport cu restul sistemului. S-au făcut verificări privind încărcarea generatoarelor din SISTEMUL SUD cu descărcarea simultană a unor generatoare din SISTEMUL NORD; de asemenea s-a încercat stabilirea posibilităților de funcționare în regim capacitiv a unor centrale importante.

Rezultatele obținute au semnalat o serie de regimuri periculoase pentru rețeaua de interconexiune și pentru unele noduri din sistem.

În general se poate afirma că utilizarea echivalenților REI la studii de stabilitate statică pentru ansamble vaste este deosebit de indicată pentru analize operative. Obținerea unghiului indicator de 45° pentru semnalarea regimurilor-limită de funcționare static stabilă a ansamblelor vaste se face cu un minim de informații privind sistemele interconectate (tranzitul pe liniile de interconexiune). El permite semnalarea rapidă a regimurilor periculoase, regimuri pentru care apare necesară efectuarea unor verificări de stabilitate locală.

Concluzii

Cercetările efectuate arată că utilizarea modelelor echivalente reduse reprezintă o metodă indicată pentru studiul și analiza regimurilor sistemelor vaste interconectate, în care:

— schema foarte amplă a ansamblului și numărul foarte mare de stări care trebuie cercetate conduc la calcule laborioase care devin prohibitive;

— cunoașterea limitată a datelor de calcul datorită existenței în mod frecvent a unor informații sintetice face inabordabilă efectuarea cercetărilor prin metodele cunoscute;

— în mod curent, interesează în principal cîteva informații privind starea sistemului analizat, a componentelor sale și a elementelor de frontieră.

*

Au fost utilizați echivalenții REI deoarece ei prezintă următoarele proprietăți:

— păstrînd identică natura rețelelor electrice, se folosesc fără alte modificări la toate categoriile de studii (toate celelalte procedee conduc la modele particulare cu aplicații limitate numai la diverse tipuri de probleme);

— permit utilizarea raționamentelor clasice, a metodelor și programelor de calcul existente, asigurînd în același timp mari facilități de calcul.

S-a stabilit că, în afara regimului de referință pentru care s-a construit echivalentul, modelul redus se poate folosi pentru domenii suficient de largi în jurul regimului inițial, după natura și condițiile problemei.

Studiul regimului staționar al rețelei de interconexiune făcut pe un model care conține circa 10% noduri față de rețeaua inițială a verificat starea acesteia la modificări de regim și de topologie operate în rețeaua dată. Circulațiile de puteri (atît cele active cît și cele reactive) pe liniile de interconexiune se obțin în cazul utilizării echivalenților cu o precizie mulțumitoare, erorile în majoritatea situațiilor studiate nedepășind cîteva procente față de valorile de verificare din regimul calculat pe rețeaua completă.

Încercarea de evaluare a pierderilor de putere și energie activă în rețelele unui sistem electroenergetic aflat în interconexiune, cu ajutorul echivalenților REI, pentru studii de dezvoltare a permis evidențierea cîtorva concluzii importante:

— este posibilă utilizarea acestor modele cu condiția respectării în anumite limite a unor legi de variație pentru încărcările diverselor generatoare și consumatori grupați în noduri fictive;

— un echivalent, odată stabilit pentru un regim de bază, se poate folosi pentru alte regimuri dacă acestea au abateri mici (10 — 15%) de la conformismul puterilor din nodurile grupate în aceleași noduri fictive, pentru domenii de variație a puterii totale din sistem de ± 15% (în nodurile echivalente de putere mică, abaterile pot fi mai mari);

— în situațiile menționate, valorile obținute pentru pierderile calculate cu ajutorul echiva-

lenţilor REI au abateri maxime de ± 5% faţă de valorile calculate pe reţeaua completă;

— chiar dacă aceste cifre ar fi cu mult depăşite, bilanţurile totale la frontiera sistemului echivalat prin modele REI vor prezenta totuşi diferenţe acceptabile, deoarece injecţiile de putere în noduri (pozitive sau negative) se menţin identice cu cele din reţeaua reală, iar pierderile reprezintă o cotă-parte foarte mică din puterile injectate;

— în cazul unor modificări structurale importante legate de starea interconexiunilor şi de schimbarea caracteristicilor reţelei de bază, este necesară recalcularea echivalentului; un model stabilit este utilizabil pentru grupe de situaţii.

Utilizarea echivalenţilor REI se arată posibilă şi în studii de stabilitate statică pentru ansamble interconectate, asigurînd operativitate, prin utilizarea unor „indicatori de stare", urmărirea fenomenelor pe întreg ansamblul şi interpretarea sintetică a rezultatelor.

Bibliografie

[1] x x x *A Study for the National Science Foundation Research Applied to National Needs Program* — EPSAR- — iul. 1974.

[2] Kron, G. *Tensorial Analysis of Integrated Transmission Systems.* Part I: *The Six Basic Reference Frames.* În: AIEE Trans., vol. 70, part I, 1951, p. 1239—1248.

[3] Happ, H. H. *The Interarea Matrix: A Tie Line Flow Model for Power Pools.* În: IEE Trans. PAS, 90, nr. 1, ian. - febr. 1971, p. 36 — 45.

[4] Kirchmayer, L. *Economic Operation of Power Systems.* John Wiley and Sons, New York, 1958.

[5] Brown, H. E., Shipley, R. B., Coleman, D. şi Nied, R. *A Study of Stability Equivalents* . În: PAS, 88, nr. 3, mart. 1969, p. 200—207.

[6] Reed, M. B., Reed, G., McKinley, Polk, H. K, Hugo, R. V. şi Martin, W. *A digital approach to power system engineering* — parts 1, 2, 3, 4. În: Trans. IEE, 80, 1961, p. 198, 205, 214, 221.

[7] Tinney, W. şi Peterson, N. *Steady state security Monitoring—Simp. „Real Time Control of Electric Power System".* Brown Bovery, 1972.

[8] Dimo, P. *Analiza nodală a sistemelor electroenergetice.* (Editura Academiei RSR, 1968.

[9] Dimo, P. *Nodal Analysis of Power Systems.* Editura Academiei, Bucureşti, Abacus Press England, 1975.

[10] Dimo, P. *Le réseau à „bilan énergétique nul" dans la formation des équivalents REI.* În: Rev. Roum. Sci. Techn. Electrotechn. et Energ., 19, nr. 9, 1974, p. 221—227.

[11] Dimo, P., Groza, L., Ionescu, S., Ungureanu, B. şi Petcu, I. *The REI equivalent, a general model for the analysis of power system behaviour.* Rap. CIGRE 32—16/1974.

[12] Pomârleanu, M. şi Bejuscu, L. *Utilizarea unor reţele succesiv reduse pentru studii de stabilitate statică în sisteme complexe.* În: Energetica, nr. 3, 1976.

[13] Arie, E., Pomârleanu, M., Bejuscu L. şi Botgros, M. *Determinarea rezervei de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice complexe.* În: St. cerc. energ. electr., 23, nr. 3, 1973, p. 709—727.

[14] Venikov, V. A., Stroev, V. A., Idelchick, V. I. şi Tarasov, V. I. *Estimation of Electrical Power System Steady-State Stability in Load Flow Calculation.* În: IEE Trans. PAS, 94, nr. 3, mai—iun. 1975, p. 1034—1042.

(Articol intrat în redacţie la 13 februarie 1976)

ANEXA 1

Caracteristicile reţelei de interconexiune

Nr.	Linia de interconexiune	Tensiune kV	R Ω	X Ω	Y_{cap} μS
1	2—35	400	0.1	1.3	68
2	2—38	400	5.9	59.3	598
3	4—25	400	3.6	36.2	372
4	5—28	400	3.1	32.8	342
5	8—23	750	6.46	110.2	1572
6	6—19	750	3.9	80.3	1000
7	17—36	400	4.85	48.7	556
8	18—22	400	7.4	83.5	1061
9	26—37	750	2.4	42.2	552

ANEXA 2

Datele regimului iniţial pentru modelul echivalent utilizat pentru testări şi verificări

Nod	P_g MW	Q_g MVAR	P_c MW	Q_c MVAR	U kV	δ grade
1	—	—	—	—	412.8	0
2	—	—	—	—	418.9	—62.7
3	907	304.7	—	—	423.89	—59.1
4	—	—	—	—	410.	—60.5
5	—	—	—	—	408.8	—60.
6	—	—	—	—	415.84	—58.5
7	1220	309.2	—	—	420	—63.5
8	—	—	—	—	391.57	—39.
9	1711	642.8	—	—	420.	—62.52
10	2603	1393	—	—	413.85	—64.12
11	1352	751	—	—	419.9	—68.18
12	1328	1333	—	—	390.5	—55.98
13	2803	1060.6	—	—	423.27	—56.9
14	2379	894.6	—	—	421.8	—56.46
15	—	—	16550.8	7877.8	405.	—63.1
16	2428.5	166.2	—	—	420.	—54.4
17	—	—	280	100	409.8	—75.2
18	—	300	200	70	411	—77.3
19	—	—	—	—	395.84	—71.1
20	4313.6	1522	—	—	423.3	—73.56
21	—	—	6392.9	2403	403.6	—79.4
22	—	494	360	294	389.7	—48.6
23	1130	1000	—	—	415.36	—13.
24	940	172	—	—	418.8	—52.4
25	—	—	—	—	409.	—59.6
26	—	—	—	640	412.32	—52.9
27	3070	507.6	—	—	418.	—49.7
28	—	—	488	182	403.8	—58.8
29	8592	2374	—	—	416.8	—14.33
30	4104	1683	—	—	414.3	—44.
31	1304.5	701.4	—	—	420.	—62.5
32	—	—	6985.9	3372	396.	—21.2
33	—	—	6120	3240	382.9	—49.5
34	—	—	6687	2437	403	—59.8
35	1022	—71	—	—	418	—63.1
36	—	—	384	54	412.2	—72.5
37	—	—	—	—	418.88	—52.9
38	—	—4	98	31	419.1	—64.4
39	15809.4	6807.3	—	—	423.3	—79.
40	13963	4023.8	—	—	420.8	—60.
41	—	—	21955.8	6964	406.8	—85.
42	—	—	8504.9	4095	406.5	—64.

Toate tensiunile nodurilor reţinute în echivalent sînt raportate la tensiunea de 400 kV.

Centrale electrice „curate"

Dr. ing. **T. Popa***)

1. Tipuri de centrale nepoluante, cu combustibil fosil

Între caracteristicile principale care sînt impuse unei centrale termoelectrice actuale cu combustibil fosil se numără următoarele:

— combustibil solid;
— poluare redusă a mediului (mai ales pentru centralele de termoficare urbană);
— randament ridicat;
— investiţie specifică redusă.

În cele ce urmează se examinează soluţiile noi aplicate sau aflate în cercetare pentru satisfacerea concomitentă a condiţiilor enunţate. Nu se examinează centralele electrice dotate cu instalaţii de desulfurare a gazelor de ardere, deoarece acestea sînt scumpe, reprezentînd un surplus de investiţii de circa 17% faţă de costul centralei.

O centrală electrică „curată" cu combustibil solid se poate realiza fie prin gazificare şi curăţirea gazelor combustibile generate, fie prin curăţirea concomitentă cu arderea combustibilului. Caracteristicile procedeelor descrise în literatura consultată [1]—[17] sînt concentrate în tabelul 1.

Procedeele de gazificare au evoluat în decursul timpului. În perioada actuală, progresul tehnic în domeniul gazificării este reprezentat de două categorii de tehnologii. O categorie este aceea a tehnologiilor de obţinere a gazelor sintetice, cu putere calorică ridicată, dar şi cu preţ ridicat, adecvate transportului la distanţă, destinate în special uzului casnic. Altă categorie este aceea a gazelor de putere calorică scăzută, destinate centralelor electrice în cuprinsul cărora sînt amplasate instalaţiile de generare.

Instalaţiile avansate de generare a gazelor de putere calorică scăzută au rezultat din dezvoltarea instalaţiilor clasice. Se disting trei grupe principale, de instalaţii, după modul de contact realizat între combustibil şi agenţii de gazificare.

În prima grupă, cu gazificare în pat gravitaţional, combustibilul este aşezat în strat pe un grătar. Prin grătar trec agenţii de gazificare. În stratul care se deplasează lent sub efectul gravitaţiei, cărbunele trece succesiv din starea brută în starea de zgură, în cursul proceselor de uscare, degazare, gazificare şi ardere parţială.

În a doua grupă de instalaţii, cu gazificare în pat fluidizat, stratul de cărbune este fluidizat sub efectul unui curent puternic format de agenţii de gazificare. Procedeul este cunoscut în genere sub denumirea de procedeu Winkler.

În a treia grupă de instalaţii, cu gazificare în suspensie, reprezentată prin procedeul Koppers-Totzek, cărbunele este pulverizat în prealabil şi antrenat cu viteză mare în amestec cu oxigen în camera de gazificare.

Procedeele moderne de gazificare se caracterizează prin faza de curăţire a gazelor generate de compuşii sulfului şi printr-o concepţie care asigură realizarea concomitentă a unui randament energetic ridicat şi a unei investiţii specifice reduse. Sulful din combustibil se găseşte sub formă de hidrogen sulfurat în gazele generate, din care poate fi eliminat prin procedee relativ ieftine (spălare cu soluţie de săruri de potasiu). Se obţine astfel, în mod economic, un efect care, în cazul instalaţiilor de desulfurare a gazelor de ardere, implică cheltuieli foarte mari.

Un randament energetic ridicat şi o investiţie specifică redusă se obţin prin valorificarea în cadrul ciclurilor combinate gaze-abur a posibilităţilor tehnologice oferite de starea gazoasă a combustibilului generat. În acest scop, gazul trebuie să fie curat, cu un conţinut de cenuşă de maximum 2 g/m³N. Curăţirea de cenuşă şi hidrogen sulfurat a gazelor generate implică spălarea şi răcirea lor. Pierderea corespunzătoare de căldură se poate evita, în cea mai mare parte, în combinaţie cu ciclul gaze-abur, datorită gazificării sub presiune sau comprimării gazelor înainte de spălare. Gazificarea sub presiune are şi un efect de reducere a investiţiei specifice. Avantajele presiunii ridicate sînt valorificate în procedeele cu pat gravitaţional (Lurgi) şi în pat fluidizat (Winkler) de tip avansat.

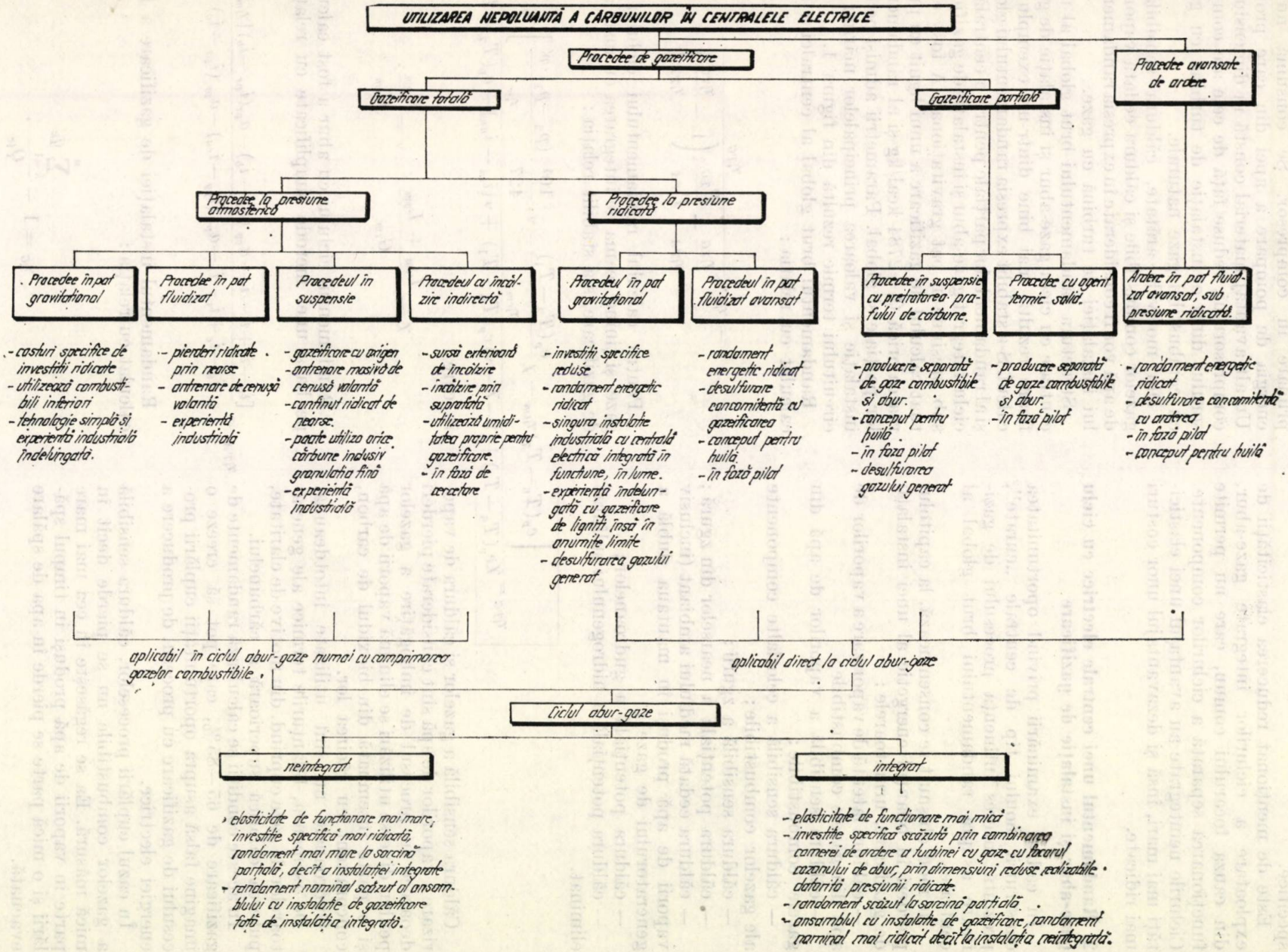
Se realizează o gazificare parţială într-o serie de procedee, de exemplu cu agent termic solid (procedeul Institutului Krijanovski — Moscova şi procedeul Lurgi-Ruhrgas) sau cu preoxidarea particulei de cărbune (procedeul VEW). Cocsul rezultat se arde în focarele cazanelor de abur, iar gazele generate pot fi utilizate fie în centrala electrică, fie în alte scopuri. Şi aceste procedee pot fi cuplate cu cicluri gaze-abur.

Eliminarea poluanţilor poate fi realizată şi prin metode avansate de ardere în pat fluidizat (Westinghouse, Esso), în care eliminarea sulfului se produce în cursul arderii prin adaos de dolomită. Şi aceste procedee sînt combinate cu cicluri gaze-abur de producere a energiei electrice.

În general, instalaţiile combinate, gazificare — ciclu gaze-abur, cuprind o instalaţie gaze-abur integrată. Într-o asemenea instalaţie focarul sub presiune al cazanului de abur constituie concomitent şi camera de ardere a turbinei cu gaze, ceea ce reprezintă o economie de investiţie. Cazanul cu traseul gazelor de ardere

*) Dr. ing. Teodor Popa este cercetător ştiinţific principal la ICEMENERG.

Tabelul 1


UTILIZAREA NEPOLUANTĂ A CĂRBUNILOR ÎN CENTRALELE ELECTRICE
Procedee de gazeificare
Procedee avansate de ardere
Gazeificare totală
Gazeificare parțială
Procedee la presiune atmosferică
Procedee la presiune ridicată
Procedee în pat gravitațional
Procedee în pat fluidizat
Procedeul în suspensie
Procedeul cu încălzire indirectă
Procedeul în pat gravitațional
Procedeul în pat fluidizat avansat
Procedee în suspensie cu preîncălzirea prafului de cărbune.
Procedeu cu agent termic solid.
Ardere în pat fluidizat avansat, sub presiune ridicată.
- costuri specifice de investiții ridicate
- utilizează combustibili inferiori
- tehnologie simplă și experiență industrială îndelungată.
- pierderi ridicate prin reacție
- antrenare de cenușă volantă
- experiență industrială
- gazeificare cu oxigen
- antrenare masivă de cenușă volantă
- confinut ridicat de reacție.
- poate utiliza orice cărbune inclusiv granulația fină
- experiență industrială
- sursă exterioară de încălzire
- încălzire prin suprafață
- utilizează umiditatea proprie pentru gazeificare.
- în fază de cercetare
- investiții specifice reduse
- randament energetic ridicat
- singura instalație industrială cu centrală electrică integrată în funcțiune, în lume.
- experiență îndelungată cu gazeificare de lignit însă în anumite limite
- desulfurarea gazului generat
- randament energetic ridicat
- desulfurare concomitentă cu gazeificarea
- conceput pentru huilă.
- în fază pilot
- producere separată de gaze combustibile și abur.
- conceput pentru huilă
- în fază pilot
- desulfurarea gazului generat
- producere separată de gaze combustibile și abur.
- în fază pilot
- randament energetic ridicat
- desulfurare concomitentă cu ardere
- în fază pilot
- concepută pentru huilă
aplicabil în ciclul abur-gaze numai cu comprimarea gazelor combustibile.
aplicabil direct la ciclul abur-gaze
Ciclul abur-gaze
neintegrat
integrat
- elasticitate de funcționare mai mare; investiție specifică mai ridicată, randament mai mare la sarcină parțială, decît a instalației integrate
- randament nominal scăzut al ansamblului cu instalație de gazeificare față de instalația integrată.
- elasticitate de funcționare mai mică
- investiție specifică scăzută prin combinarea camerei de ardere a turbinei cu gaze cu focarul cazanului de abur, prin dimensiuni reduse realizabile datorită presiunii ridicate.
- randament scăzut la sarcină parțială.
- ansamblul cu instalație de gazeificare, randament nominal mai ridicat decît la instalația neintegrată.

sub presiune are dimensiuni sensibil mai mici decît cele ale unui cazan clasic, ceea ce contribuie la reducerea mai accentuată a investiției specifice.

Este de menționat reducerea elasticității de exploatare a ciclurilor integrate gaze-abur, din cauza focarului comun, care nu permite funcționarea separată a ciclurilor componente. Ciclurile neintegrate au avantajul unei elasticități mai mari, însă și dezavantajul unor costuri mai ridicate.

2. Randamentul unei centrale electrice cu ciclu gaze-abur și instalație de gazificare

În cadrul examinării privind oportunitatea construirii noului tip de centrale „curate", prezintă interes influența procesului de gazificare asupra randamentului brut global al centralei.

În mod obișnuit se consemnează, la capitolul pierderi în bilanțul energetic al unei instalații de gazificare, următoarele :

— căldura latentă de vaporizare a vaporilor de apă din gazele combustibile ;

— căldura sensibilă a vaporilor de apă din gazele combustibile ;

— căldura sensibilă a celorlalte componente ale gazelor combustibile ;

— căldura sensibilă a zgurii ;

— căldura potențială a nearselor din zgură ;

— căldura cedată mediului ambiant (inclusiv vaporii de apă produși în mantaua dublă a generatorului de gaze) ;

— căldura potențială a gudroanelor ;

— căldura potențială a hidrogenului sulfurat eliminat.

Căldura sensibilă a gazelor și căldura de vaporizare a vaporilor de apă sînt considerate pierderi deoarece în procesul de îmbogățire a gazelor pentru diverse utilizări se elimină vaporii de apă și o parte însemnată din bioxidul de carbon, concomitent cu răcirea lor.

Gudroanele nu sînt utilizate întotdeauna.

De asemenea, bilanțurile termice ale generatoarelor de gaze cuprind, din motive de claritate, puterea calorică superioară a cărbunelui.

În aceste condiții se calculează randamente de gazificare de 65—85%, care pot să creeze o imagine falsă asupra oportunității cuplării procesului de gazificare cu procesul de producere a energiei electrice.

În cazul cuplării proceselor, căldura sensibilă a gazelor combustibile nu se pierde decît în mică măsură. Ea se regăsește în cea mai mare parte în vaporii de apă produși în timpul spălării și o mică parte se pierde în apa de spălare evacuată.

Vaporii de apă din gazele generate în gazificatoarele sub presiune se destind în turbina cu gaze, fără consum de energie pentru comprimare în compresor. Se consumă numai energia de pompare a apei din care provin. Un alt avantaj material constă în dimensiunile compresorului, reduse față de cele ale compresorului dintr-o instalație de turbină cu gaze, cu combustibil gaze naturale.

Din motivele arătate, căldura sensibilă a gazelor combustibile și căldura cedată vaporilor de apă vor fi considerate în expresia randamentului instalației de turbină cu gaze.

Structura randamentului brut global al unei centrale cu ciclu gaze-abur și instalație de gazificare rezultă mai bine dintr-un exemplu de calcul. S-a stabilit expresia randamentului global și al randamentelor parțiale pentru o centrală cu ciclu integrat gaze-abur și instalație de gazificare sub presiune în pat gravitațional. A fost efectuat calculul de gazificare a unui lignit cu puterea calorică $Q_i = 2784$ kcal/kg și al randamentelor parțiale și global. Parametrii admiși pentru instalație și valoarea principalelor mărimi ale circuitului termic rezultă din figura 1.

Randamentul brut global al centralei a fost calculat cu relația :

$$\eta = \eta_G \cdot \frac{\eta_{TG}}{\frac{\eta_{TG}}{\eta_{TA}} + \frac{P_{TG}}{P_{TA}} \cdot \left(1 - \frac{\eta_{TG}}{\eta_{TA}}\right)} .$$

Pentru calculul randamentului ciclului cu gaze și ținînd seama de integrarea cu instalația de gazificare, s-a stabilit relația :

$$\eta_{TG} = \frac{\left[c_p(T_6 - T_7)\eta_{tm} - \chi \frac{c_p(T_2 - T_1)}{\eta_{cm}} - \nu \cdot \frac{10^4}{427} \cdot \frac{(p_2 - p_1)\cdot v'}{\eta_p}\right]\eta_g}{\chi c_p(T_6 - T_2) + (1 - \chi - \nu)\, c_p(T_6 - T_1) + \nu(i_{ea} - i_{ua}) - c_p(T_7 - T_9)} ,$$

în care

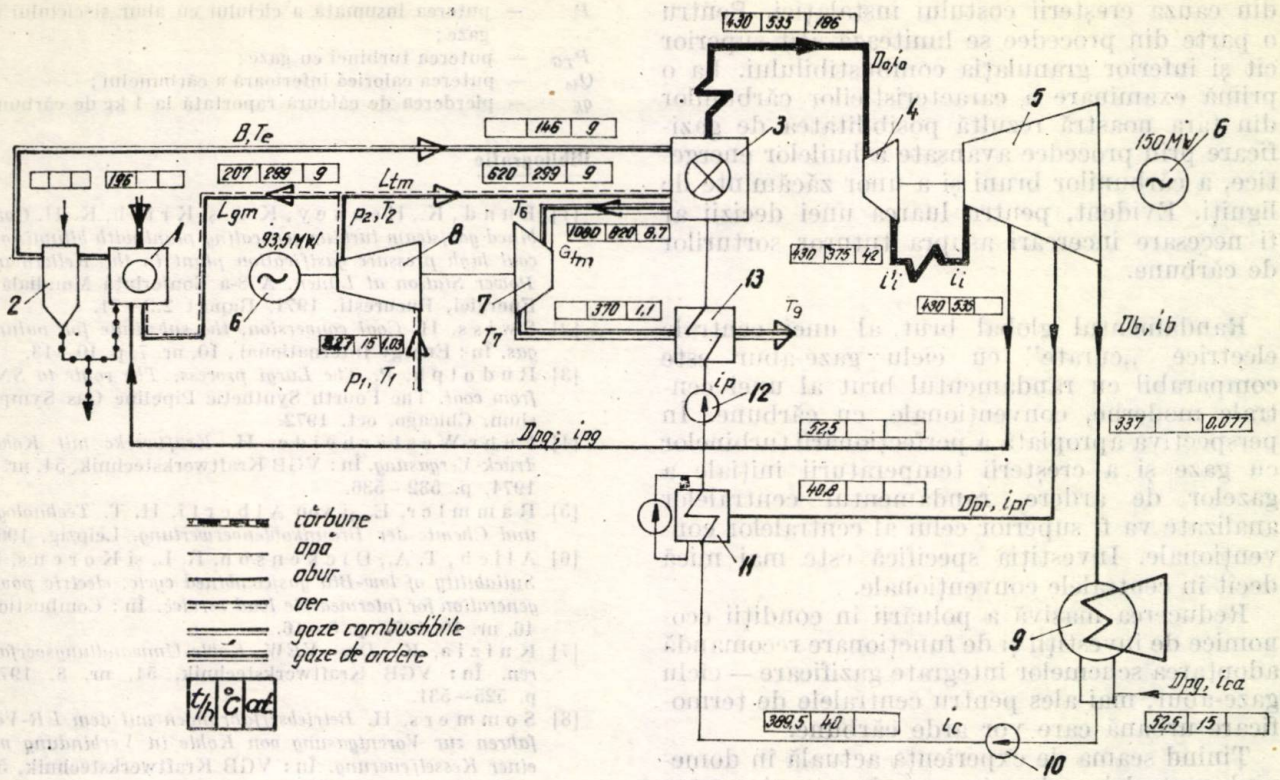
$$\chi = \frac{L_{tm} + L_{gm}}{G_{tm}} \qquad \nu = \frac{G_{2m}}{G_{tm}} .$$

Randamentul ciclului cu abur a fost calculat pe baza unei metode simplificate cu relația :

$$\eta_{TA} = \frac{[i_0 - i_i' + i_i - i_b - a_{pg}(i_{pg} - i_b) - a_{pr}(i_{pr} - i_b)]\eta_m\eta_g}{i_0 - i_c + i_i - i_i' - a_{pg}(i_{pg} - i_{ca}) - a_{pr}(i_{pr} - i_c)} .$$

Randamentul instalației de gazificare a fost calculat cu relația :

$$\eta_G = 1 - \frac{\sum_{k=1}^{n} q_k}{Q_{ic}} .$$



1. Generator de gaze
2. Scruber
3. Cazan de abur cu focar sub presiune
4. Turbină cu abur c.î.p.
5. Turbină cu abur c.j.p.
6. Generator
7. Turbină cu gaze
8. Compresor de aer
9. Condensator
10. Pompă de condensat principal
11. Preîncălzitor cu abur
12. Pompă de alimentare
13. Preîncălzitor cu gaze de ardere

Fig. 1. Schema de principiu a unei instalații integrate gazificare abur-gaze.

Pierderile procentuale $\frac{q_k}{Q_{ic}} \cdot 100$ sînt următoarele:

- pierderea prin radiație și convecție (pe baza datelor din literatură) 0,80%
- pierderea prin nearse mecanic (valoarea pierderii a fost admisă pe baza datelor din literatură) 1,45%
- pierderea prin căldura sensibilă a zgurii 1,35%
- pierderea prin puterea calorică a SH_2 0,65%
- pierderea în apa de spălare evacuată 0,75%

Gudroanele se injectează în generatorul de gaze unde sînt cracate și gazificate.

A rezultat deci $\eta_G = 0{,}95$. S-au obținut din calcul $\eta_{TG} = 0{,}385$ și $\eta_{TA} = 0{,}414$. Cu aceste valori s-a obținut randamentul global brut al centralei

$$\eta = 0{,}385$$

Centralele nepoluante descrise se găsesc în general în fază de cercetare-proiectare avansată.

Se poate cita însă o instalație Lurgi-STEAG aflată în funcțiune la Lünen de cîțiva ani. Centrala electrică cu o putere de 170 MW cuprinde o instalație de generatoare de gaz cu pat gravitațional sub presiune și un ciclu integrat gaze-abur. Compresorul antrenat de turbina cu gaze furnizează atît aerul necesar gazificării cît și aerul de combustie pentru gazele generate. Preîncălzirea apei de alimentare a cazanului se face cu gaze de la eșaparea turbinei cu gaze și cu abur de priză. Presiunea de gazificare este de circa 20 at, iar presiunea în focar este de circa 10 at; reducerea presiunii gazelor combustibile se realizează într-o turbină de trecere. Prima perioadă de funcționare a confirmat ipotezele admise la proiectare, cu excepția unor aspecte nesatisfăcătoare — de exemplu conținutul prea ridicat de cenușă în gazele spălate.

De menționat este faptul că centrala Lünen are singurul ciclu combinat gaze-abur integrat din Europa. Celelalte 22 blocuri din Europa cu cicluri combinate gaze-abur (dar fără instalații de gazificare) sînt concepute în diferite variante neintegrate.

Pentru gazificarea cărbunilor se impun anumite limite de calitate. Astfel, la gazificarea sub presiune în pat gravitațional se limitează conținutul de umiditate. De asemenea, un conținut excesiv de cenușă ar putea deveni prohibitiv

din cauza creşterii costului instalaţiei. Pentru o parte din procedee se limitează atît superior cît şi inferior granulaţia combustibilului. La o primă examinare a caracteristicilor cărbunilor din ţara noastră rezultă posibilitatea de gazificare prin procedee avansate a huilelor energetice, a cărbunilor bruni şi a unor zăcăminte de ligniţi. Evident, pentru luarea unei decizii ar fi necesare încercări asupra tuturor sorturilor de cărbune.

Randamentul global brut al unei centrale electrice „curate" cu ciclu gaze-abur este comparabil cu randamentul brut al unei centrale moderne, convenţionale, cu cărbune. În perspectiva apropiată a perfecţionării turbinelor cu gaze şi a creşterii temperaturii iniţiale a gazelor de ardere, randamentul centralelor analizate va fi superior celui al centralelor convenţionale. Investiţia specifică este mai mică decît în centralele convenţionale.

Reducerea masivă a poluării în condiţii economice de investiţii şi de funcţionare recomandă adoptarea schemelor integrate gazificare — ciclu gaze-abur, mai ales pentru centralele de termoficare urbană care vor arde cărbune.

Ţinînd seama de experienţa actuală în domeniul centralelor electrice nepoluante şi pentru caracteristicile cărbunilor energetici din ţara noastră, apare raţional să se adopte soluţia centrală electrică cu instalaţie de gazificare. Dintre tehnologiile grupate în această variantă sînt interesante gazificarea sub presiune în pat gravitaţional şi gazificarea parţială în suspensie.

Notaţii

Semnificaţia unei părţi din notaţii rezultă din figură. Celelalte notaţii sînt:

$$a_{pg} = \frac{D_{pg}}{D_b + D_{pg} + D_{pr}}$$

$$a_{pr} = \frac{D_{pr}}{D_b + D_{pg} + D_{pr}}$$

G_{2m} — debitul de vapori din gazele de ardere, exclusiv vaporii de apă proveniţi din umiditatea iniţială şi arderea hidrogenului din cărbune;

i_{ea} — entalpia vaporilor de apă la presiunea p_2 şi temperatura T_6;

i_{ua} — entalpia vaporilor de apă la presiune normală şi temperatura T_1;

P — puterea însumată a ciclului cu abur şi ciclului cu gaze;

P_{TG} — puterea turbinei cu gaze;

Q_{ic} — puterea calorică inferioară a cărbunelui;

q_k — pierderea de căldură raportată la 1 kg de cărbune.

Bibliografie

[1] Bund, K., Henney, K. A. şi Krieb, K. H. *Combined gas/steam turbine generating plant with bituminous coal high pressure gasification plant in the Kellermann Power Station at Lünen.* A 8-a Conferinţă Mondială a Energiei, Bucureşti, 1971, Raport 2.3—71.

[2] Swiss, H. *Coal conversion, the substitute for natural gas.* În: Energy International, 10, nr. 7, p. 10—13.

[3] Rudolph, P. *The Lurgi process. The route to SNG from coal.* The Fourth Synthetic Pipeline Gas Symposium. Chicago, oct. 1972.

[4] Puhr-Westerheide, H. *Kraftwerke mit Kohledruck-Vergasung.* În: VGB Kraftwerkstechnik, 54, nr. 8, 1974, p. 532—536.

[5] Rammler, E. şi von Alberti, H. T. *Technologie und Chemie der Braunkohlenverwertung.* Leipzig, 1962.

[6] Alich, T. A., Dickenson, R. L. şi Korens, N. *Suitability of low-Btu gas/combined cycle, electric power generation for intermediate load service.* În: Combustion, 46, nr. 10, 1975, p. 8—16.

[7] Knizia, K. *Das VEW Kohle-Umwandlungsverfahren.* În: VGB Kraftwerkstechnik, 54, nr. 8, 1974, p. 525—531.

[8] Sommers, H. *Betriebserfahrungen mit dem LR-Verfahren zur Vorentgasung von Kohle in Verbindung mit einer Kesselfeuerung.* În: VGB Kraftwerkstechnik, 54, nr. 5, 1974, p. 306—310.

[9] Teagunov, B. *Energo-tehnologhiceskoe ispolzovanie pribaltiiskov slanţev.* Simposion ONU, Tallin, 1968.

[10] Franke, F. H., Wenzel, W., Meraikib, M. şi Beckervordersandforth, Chr. *Vergasung von Rheinischer Braunkohle mit dem Eigenwasser.* În: BWK, 25, nr. 6, 1973, p. 219—224.

[11] Hoke, R. C., Ruth, L. A. şi Shaw, H. *Combustion and desulphurisation of coal in a fluidized bed of limestone.* În: Combustion, 46, nr. 7, 1975, p. 6—12.

[12] Smith, T. R., Hamm, T. R. şi Kearns, D. L. *Pressurized fluid bed boiler power plant operation and control.* În: Combustion, 46, nr. 7, 1975, p. 21—27.

[13] Schäffer, H., *Zur Theorie des Gas-Dampf Prozesses.* În: Siemens-Zeitschrift, 36, nr. 8, 1962, p. 576—582.

[14] Goebel, K. *European approach to combined cycles brings early energy savings.* În: Energy International, 12, nr. 3, 1975, p. 20—22.

[15] Huhle, D. *La centrale combinée à turbines à gaz et à vapeur pour la production économique de puissances moyennes.* În: Revue Brown Boveri, nr. 1, 1974, p. 9—16.

[16] Peter, F. şi Schemenau, W. *Spezielle Einsatzgebiete der Gasturbinen zur wirtschaftlichen Energieerzeugung.* În: Elektrizitätswirtschaft, 73, nr. 24, 1974, p. 709—714.

[17] Bescov, S. D. *Calcule tehno-chimice.* Editura tehnică, Bucureşti, 1953.

(Articol intrat în redacţie la 22 ianuarie 1976)

Recuperarea și returnarea condensatului de la consumatorii industriali

Dr. ing. **V. Athanasovici,**
ing. **I. Prisecaru,**
dr. ing. **A. Badea.**
dr. ing. **A. Leca***)

1. Elemente de principiu

Majoritatea întreprinderilor industriale utilizează pe scară largă aburul ca agent termic. Acesta prezintă, comparativ cu apa caldă, o serie de avantaje: conținut specific de căldură mai mare, condiții mai bune în care are loc schimbul de căldură, în cazul aburului saturat, transportul la consumatori nu necesită pompe sau alte dispozitive, conductele de transport, pentru același debit termic, au diametre mai mici.

În paralel însă cu aceste avantaje, utilizarea aburului ca agent termic este legată, de regulă, de mari pierderi de căldură. Aceasta se datorește în special faptului că returnarea condensatului la sursele de alimentare cu abur se face în cantități insuficiente sau chiar deloc.

Nereturnarea condensatului, în afara unei pierderi directe de căldură, conduce la necesitatea suplimentării cu apă de adaos tratată, pentru cazanele cu abur. Aceasta are ca urmare creșterea pierderilor de căldură prin purjarea cazanelor de abur.

2. Pierderile de căldură prin nereturnarea condensatului

Aceste pierderi, care apar la sursa de căldură, se compun din următoarele:

a) pierderile prin nereturnarea condensatului pur de la agregatele consumatoare, Q_{cnp};

b) pierderi datorită scăpărilor de abur, Q_{as};

c) pierderi cu aburul rezultat prin evaporarea „secundară" a condensatului, $Q_{c.ev.}$;

În afară de acestea, nereturnarea condensatului la cazanele de abur influențează indirect asupra mărimii pierderilor de căldură cu apa purjată Q_{pj} (la cele fără demineralizare totală).

Debitul total de condensat nereturnat este egal cu:

$$G_{cn} = G_{cnp} + G_{as} + G_{c.ev.}, \qquad (1)$$

unde G_{cnp}, G_{as} și $G_{c.ev.}$ reprezintă debitele corespunzătoare pierderilor de căldură Q_{cnp}, Q_{as} și, respectiv, $Q_{c.ev.}$

Pierderile totale de căldură cu condensatul nereturnat sursei de alimentare cu abur sînt:

$$Q_{c.pierd.} = Q_{cnp} + Q_{as} + Q_{c.ev.} = G_{cnp} \cdot \Delta i_{cnp} + G_{as} \cdot \Delta i_{as} + G_{c.ev.} \cdot \Delta i_{c.ev.} \text{ [kcal/h]} \qquad (2)$$

unde Δi_{cnp}, Δi_{as} și $\Delta i_{c.ev.}$ sînt diferențele de entalpie corespunzătoare debitelor G_{cnp}, G_{as} și, respectiv, $G_{c.ev.}$ și entalpia apei de adaos.

În procente din căldura aburului consumat de agregatele tehnologice, relația (2) devine:

$$\Delta Q_{c.pierd.} = \frac{Q_{c.pierd.}}{D_a \cdot i_a} \cdot 100 \ [\%], \qquad (3)$$

în care D_a este debitul de abur consumat de aparatele tehnologice, în kg/h, iar i_a este entalpia acestui abur, în kcal/kg.

Pierderile de căldură datorită nereturnării condensatului pur, Q_{cnp}, sînt funcție de natura și modul de desfășurare a procesului tehnologic, respectiv de tipul aparatului consumator. Debitul de condensat G_{cnp} se calculează prin însumarea pierderilor reale de condensat pur, de la fiecare agregat; entalpia i_{cnp} se acceptă egală numeric cu temperatura condensatului, după separarea aburului scăpat și a celui rezultat prin evaporarea secundară.

Pierderea de căldură cu aburul scăpat, Q_{as}, este legată de nefolosirea unei anumite cantități de abur în aparatele tehnologice, datorită funcționării defectuoase a oalelor de condensat.

Pierderile cu scăpările de abur depind de mărimea rețelei de distribuție, de numărul și tipurile oalelor de condensat utilizate.

Astfel, în cazul unei rețele ramificate și al unui număr mare de oale de condensat de diferite tipuri, aceste pierderi reprezintă în general 10—15%, iar pentru o rețea de distribuție unică, cu oale de condensat de același tip, circa 5% din debitul de abur D_a consumat în aparatele tehnologice.

Acolo însă unde aparatele consumatoare nu sînt dotate cu oale de condensat, sau acestea funcționează defectuos, așa după cum se va vedea și în cele ce urmează, pierderile de căldură prin scăpările de abur pot atinge valori sensibil mai mari.

În general, pierderile de abur prin scăpări se recomandă a fi determinate prin măsurători, în condițiile concrete de funcționare a instalațiilor.

Entalpia i_{as} a aburului scăpat se poate considera egală cu entalpia aburului consumat ($i_{as} = i_a$).

Pierderile de căldură cu aburul rezultat prin evaporarea „secundară" a condensatului, $Q_{c.ev.}$, apar datorită următorului motiv: presiunea condensatului după aparatele consumatoare este în general mai mare decît cea atmosferică,

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic București, Catedra de centrale electrice.

iar temperatura este egală cu temperatura de saturaţie corespunzătoare acestei presiuni; la transportul condensatului prin conducte, la intrarea lui în rezervoarele colectoare etc., are loc scăderea presiunii, care duce la o evaporare parţială a condensatului, şi obţinerea aburului „secundar".

În cazul unor presiuni ale condensatului $p_1 = 3 \div 10$ kgf/cm², întîlnite în general la instalaţiile industriale, scăderea ei pînă la $p_2 = 1{,}4$ kgf/cm² determină un debit de abur secundar rezultat prin evaporare, care poate ajunge la 4,6—13,6% din debitul total de condensat. Acest debit de abur, în marea majoritate a instalaţiilor industriale, nu este utilizat.

Valoarea sa este dată de relaţia:

$$x = \frac{i'_1 - i'_2}{r_2} \text{ [kg abur/kg apă]}, \qquad (4)$$

unde i'_1 şi i'_2 reprezintă entalpia apei la saturaţie, corespunzătoare presiunilor p_1 şi p_2, iar r_2 — căldura latentă de vaporizare a aburului, la presiunea p_2.

Entalpia acestui abur ($i_{c.ev.}$), din relaţia (2), se consideră aceea corespunzătoare presiunii aburului la începutul evaporării.

Pierderea de căldură cu apa purjată, provocată de nereturnarea condensatului la cazanele de abur, depinde în primul rînd de debitul de apă de adaos, tratată chimic, de modul de tratare — eventuala vaporizare în trepte — şi de presiunea aburului în cazane.

Astfel, fiecare procent de condensat nereturnat cazanelor de abur, fără vaporizarea în trepte, măreşte purjarea cazanelor, în medie cu 0,2%, pentru cazanele cu presiunea aburului viu mai mică de 60 kgf/cm², şi cu 0,5% pentru cele cu presiunea de 60—120 kgf/cm² [1].

3. Măsuri pentru mărirea cantităţii de condensat returnat

În multe cazuri înlocuirea echipamentului condensatului poate duce la micşorarea sensibilă a pierderilor de abur nerecuperabil, mărind astfel debitul de condensat returnat. Una dintre aceste măsuri o constituie înlocuirea preîncălzitoarelor de amestec cu cele de suprafaţă, atunci cînd procesele tehnologice permit.

Modificarea procesului tehnologic şi a regimului de funcţionare a echipamentului poate de asemenea asigura creşterea cantităţii de condensat returnat. Astfel, înlocuirea aburului de la ciocanele de forjă şi prese, cu aerul comprimat, sau cu acţionarea electrică, sau utilizînd aburul uzat, rezultat de la acţionare, în aparate schimbătoare de căldură, cu colectarea condensatului, poate mări considerabil cantitatea totală de condensat returnat.

Proiectarea şi exploatarea corectă a sistemului de drenaj a conductelor de abur conduce la reducerea sensibilă a pierderilor de căldură cu condensatul nereturnat.

Defectele sistemului de drenaj întîlnite cel mai frecvent sînt: un număr insuficient şi amplasarea greşită a punctelor pentru drenajul conductelor de abur, evacuarea drenajului fără utilizarea lui ulterioară, lipsa oalelor de condensat la ieşirea drenajului şi folosirea în locul lor a ventilelor simple etc.

O altă măsură o constituie renunţarea la folosirea condensatului în procesele tehnologice, prin folosirea apei tratate sau a distilatului obţinut în vaporizatoare. Aceasta va permite mărirea cantităţii de condensat returnat. Raţionalitatea acestei înlocuiri, precum şi alegerea cu ce anume să fie înlocuit condensatul — cu apă tratată chimic sau cu distilat — se determină prin calcule tehnico-economice comparative.

În cazul utilizării vaporizatorului, condensatul aburului primar — de încălzire — este returnat integral sursei de abur, iar distilatul este utilizat în procesul tehnologic. La instalaţii mari se pot utiliza vaporizatoare în două trepte (fig. 1) (sau mai multe), de la care se poate obţine — fără a ţine seama de pierderi — de două ori mai mult distilat, faţă de aburul primar consumat, iar tot condensatul acestui abur poate fi returnat sursei de alimentare cu abur.

La unele întreprinderi, unde condensatul rezultat în aparatele tehnologice nu are un

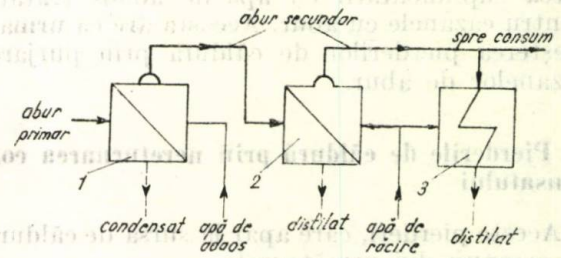


Fig. 1. Schema vaporizării în două trepte:
1, 2 — treapta I şi a II-a de vaporizare; *3* — răcitor.

regim permanent în cursul anului, el este obţinut din abur în mod direct, prin condensarea într-un răcitor, nemaifiind returnat instalaţiei de cazane.

4. Analiza utilizării căldurii şi returnării condensatului în secţia de finisaj a unei întreprinderi industriale din Bucureşti

În secţia de finisaj funcţionează opt euve pentru spălarea ţesăturilor, două căzi de decomat, două jigăre, două aparate fixe de vopsit şi o maşină de vopsit stea. Cele opt cuve de spălare utilizează aburul pentru încălzirea apei. Acest abur este produs de o centrală termică proprie, la 6 kgf/cm², saturat. Procedeul respectiv de obţinere a apei calde are avantajul

că reduce timpul necesar aducerii apei la temperatura de regim și necesită investiții minime. În schimb, prezintă următoarele mari dezavantaje: nu permite recuperarea condensatului și conduce la pierderea căldurii sensibile a apei încălzite, prin evacuarea acesteia la canal, după spălare.

Pentru diminuarea acestor dezavantaje este necesară înlocuirea încălzirii prin amestec, cu cea prin suprafață. Pentru aceasta este necesară montarea unei serpentine de încălzire, cu abur și a unor oale de condensat corespunzătoare.

Cantitatea de abur necesară pentru încălzirea apei din cele opt cuve se poate determina, neglijînd pierderile de căldură în mediul ambiant, din relația de bilanț termic:

$$D_a \cdot i_a + G_a \cdot i_i = (D_a + G_a) i_f, \qquad (5)$$

unde:

D_a, i_a este debitul de abur consumat de cuve, în kg/h, și respectiv entalpia aferentă, în kcal/kg;

G_a — debitul de apă încălzită în cuve, în kg/h;

i_i, i_f — entalpia apei la intrarea în cuvă și, respectiv, în timpul funcționării, în kcal/kg.

Din relația (5) rezultă debitul de abur necesar:

$$D_a = \frac{G_a (i_f - i_i)}{i_a - i_f} \text{ [kg/h]}. \qquad (6)$$

Cunoscîndu-se: $t_f = 90°C$, $t_i = 10°C$ și $G_a = 11\,000$ kg/h, rezultă $D_a = 1570$ kg/h.

Pentru obținerea acestui debit de abur în cazanele centralei termice este necesar un debit de combustibil de 150 Nm³/h.

În cazul montării unei suprafețe de schimb de căldură, debitul de abur necesar este:

$$D_a = \frac{G_a (i_f - i_i)}{i_a - i_c} \text{ [kcal/kg]}, \qquad (7)$$

unde i_c este entalpia condensatului. Rezultă $D_a = 1690$ kg/h, iar consumul de combustibil în centrală necesar producerii acestui abur este de 132 Nm³/h.

Se constată că la utilizarea schimbului de căldură prin suprafață se obține o economie orară de combustibil de 18 Nm³/h.

Ținîndu-se seama că în cursul celor trei schimburi zilnice cuvele se încălzesc de circa 10 ori și că durata anuală de funcționare a lor este de 300 de zile, rezultă o economie anuală de combustibil: $B^{an} = 54\,000$ Nm³/an.

Pe de altă parte, prin trecerea de la încălzirea prin amestec la cea prin suprafață se mai pot realiza importante economii la tratarea apei de alimentare a cazanelor de abur.

Astfel, pentru cele opt cuve de spălare a țesăturilor, în cazul nerecuperării condensatului, sînt necesare aprox. 4500 t/an de apă tratată chimic. Prin recuperarea condensatului s-ar putea realiza atunci o reducere a costului tratării apei de 18 000 lei/an.

În ce privește situația existentă la celelalte aparate consumatoare de căldură sub formă de abur, prin suprafață, recuperarea condensatului este total necorespunzătoare, deoarece, lipsind oalele de condensat, acesta este evacuat la canal. Ținînd seama de volumul acestor aparate, de ecartul de temperatură pe care trebuie să-l asigure apei și de durata anuală de funcționare, rezultă că prin recuperarea acestui condensat s-ar putea economisi circa 32 000 Nm³/an de gaz metan.

Suplimentar, prin montarea unor oale de condensat și o mai bună exploatare a acestora, rezultă o economie de 24 000 lei/an la tratarea chimică a apei de alimentare a cazanelor de abur.

Astfel, la întreprinderea respectivă, prin rațională utilizare a aburului și a condensatului rezultat, cu investiții minime, se poate realiza o economie de consum de combustibil de 86 000 Nm³ de gaze/an și 42 000 lei/an economii aferente tratării apei de alimentare a cazanelor.

5. Oalele de condensat termodinamice

Din cele expuse rezultă că unul dintre principalele roluri în economia gospodăririi condensatului îl au oalele de condensat. Analiza funcționării unui număr mare de oale a arătat că oala de condensat termodinamică (fig. 2) este aceea care răspunde cel mai bine condițiilor impuse. Astfel, acestea au o construcție simplă și robustă, fiind realizate în țară (la I.A.M.C. Otopeni — pentru cinci diametre nominale (D_n 10, 12, 15, 20, 25), cu un cost scăzut. De asemenea, oalele respective au un consum mic de metal, o întreținere ușoară și o bună

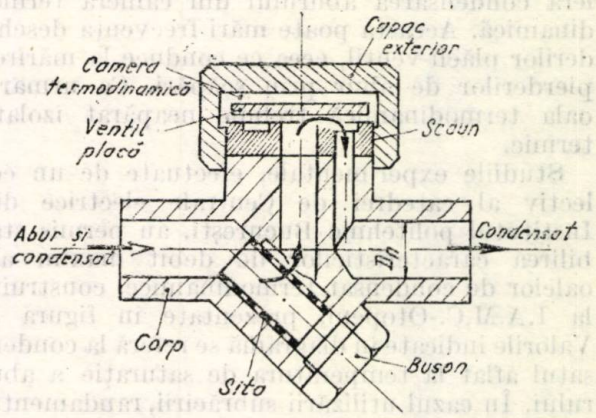


Fig. 2. Secțiune prin oala de condensat termodinamică.

funcționabilitate pentru un domeniu mare de presiuni (0,5—32 kgf/cm²).

Dezavantajul principal al acestui tip de oală îl reprezintă scăpările de abur, de ordinul 1—3% din debitul de condensat. Este de

Pe baza acestor caracteristici de debit se poate alege dimensiunea oalei de condensat necesară, cunoscîndu-se parametrii de funcționare, adică diferența de presiune între presiunea la intrarea în oală și contrapresiunea din

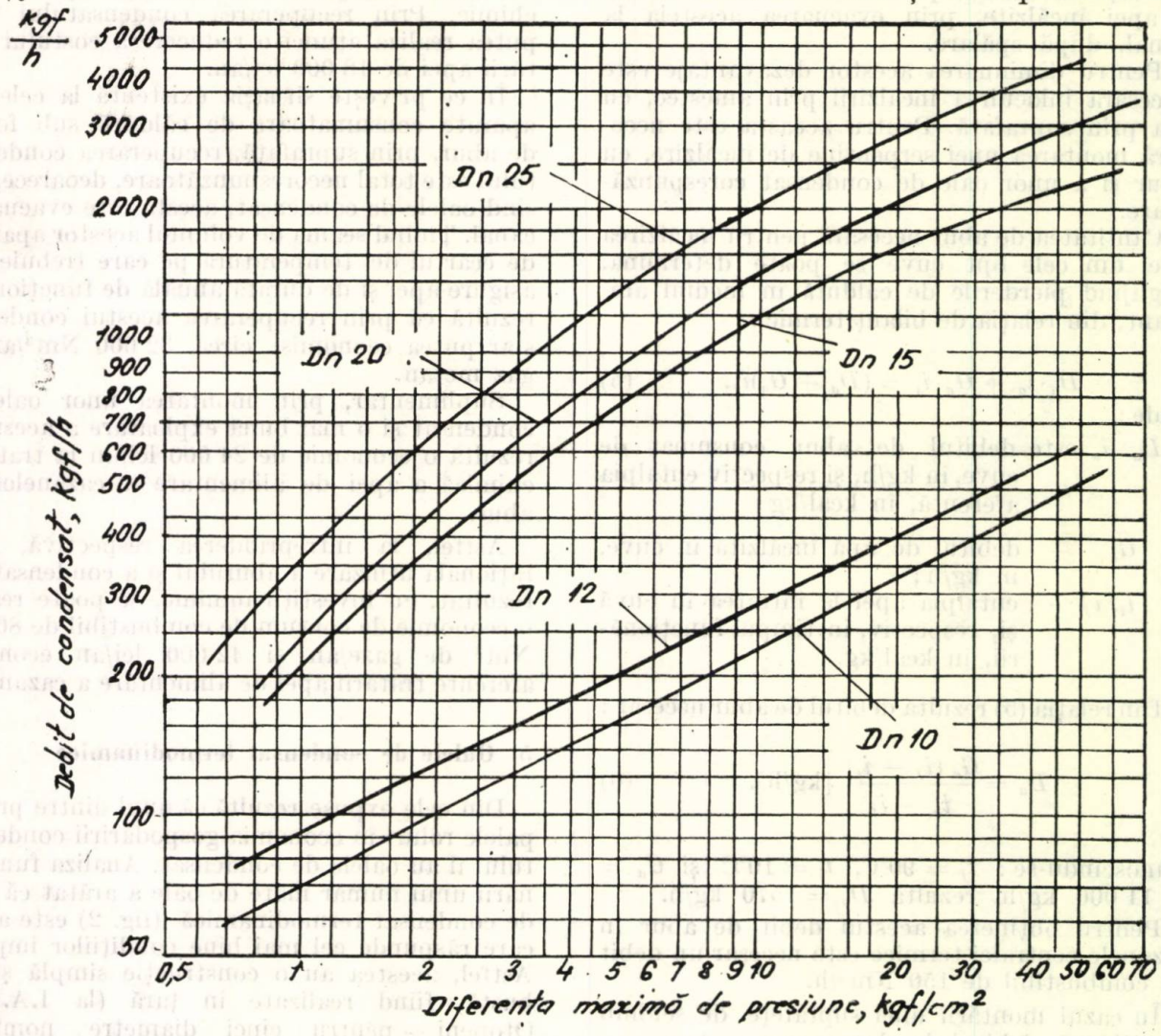


Fig. 3. Caracteristicile de debit pentru oalele de condensat termodinamice.

remarcat faptul că funcționarea oalei depinde și de temperatura exterioară, care poate accelera condensarea aburului din camera termodinamică. Aceasta poate mări frecvența deschiderilor plăcii-ventil, ceea ce conduce la mărirea pierderilor de abur prin scăpări. Ca urmare, oala termodinamică trebuie neapărat izolată termic.

Studiile experimentale, efectuate de un colectiv al catedrei de Centrale electrice din Institutul politehnic București, au permis stabilirea caracteristicilor de debit maxim ale oalelor de condensat termodinamice, construite la I.A.M.C.-Otopeni, prezentate în figura 3. Valorile indicate în diagramă se referă la condensatul aflat la temperatura de saturație a aburului. În cazul utilizării subrăcirii, randamentul oalei crește.

conducta de condensat, unde vor trebui luate în considerare conductele de condensat supraînălțate.

Oalele de condensat termodinamice au corespuns tuturor verificărilor și încercărilor din norma internă a producătorului. Pentru determinarea indicilor de fiabilitate a fost montat un lot de astfel de oale, în instalațiile de abur ale unor întreprinderi aparținînd Ministerului Industriei Chimice, care au funcționat într-o gamă largă de presiuni și temperaturi (0,5—33 ata, 120—340°C) pe perioade lungi de timp.

S-a adoptat ipoteza unei repartiții exponențiale a perioadelor de funcționare neîntreruptă :

$$F(t) = 1 - e^{-\lambda t} \qquad (8)$$

unde λ este intensitatea de avarie, în ore^{-1}.

Pentru determinarea intensității de avarie s-a folosit un plan trunchiat de încercare, de tip $[n, R, T]$ — aplicat pentru prima dată în țară la astfel de produse — cu semnificațiile:

n — mărimea lotului observat;
R — faptul că produsele se restabilesc;
T — timpul de observație.

Intensitatea de avarie se poate determina punctual, sau între limite bilaterale, expresiile de calcul fiind:

$$\lambda = \frac{d(T)}{n \cdot T} \tag{9}$$

$$\lambda_i = \frac{\chi^2_{\alpha/2}(2d(T))}{2nT} \tag{10}$$

$$\lambda_s = \frac{\chi^2_{(1-\alpha)/2}(2d(T)+2)}{2n \cdot T} \tag{11}$$

în care

λ, λ_i, λ_s sînt estimările intensității de avarie punctual și bilateral inferior și, respectiv, superior, în ore^{-1};
$d(T)$ — numărul de defectări ce apar în cursul duratei prestabilite;
α — nivel de risc acceptat
$1 - \alpha$ — nivel de încredere acceptat;
$\chi^2_p(k)$ — cuantila repartiției Pearson cu k grade de libertate, corespunzătoare probabilității p.

Pentru nivelul de risc $\alpha = 0{,}4$ și timpul T de calcul 2800 ore, indicii probabilistici rezultați pentu oalele de condensat termodinamice sînt:

— Intensitatea de avarie:

$$\lambda_i = 4{,}49 \cdot 10^{-5} \text{ ore}^{-1}$$

$$\lambda_s = 5 \cdot 10^{-5} \text{ ore}^{-1}$$

— Timpul mediu de funcționare fără defectări: $T_m = \frac{1}{\lambda}$

$$T_m^i = 22\,288 \text{ ore}$$

$$T_m^s = 20\,000 \text{ ore}$$

— Probabilitatea de funcționare fără defectări pe durata T:

$$p_i = 0{,}90$$

$$p_s = 0{,}87$$

Indicii probabilistici obținuți sînt calculați într-o ipoteză „pesimistă" — a repartiției exponențiale a perioadelor de funcționare, deci cifrele obținute sînt absolut acoperitoare.

Concluzii

Din cele prezentate rezultă că problema colectării și returnării condensatului de la consumatorii industriali trebuie să fie una dintre principalele căi de raționalizare a gospodăriei energetice.

În vederea unei mai bune organizări a colectării și returnării condensatului, se impun cu necesitate următoarele măsuri de primă importanță:

1. Instalarea oalelor de condensat — recomandabil cele termodinamice — la toate aparatele și dispozitivele care utilizează aburul ca agent termic. Acestea vor asigura evacuarea condensatului și vor împiedica, totodată, trecerea aburului fără să fie utilizat.

2. Alegerea unor scheme adecvate de colectare și evacuare a condensatului, care să permită utilizarea la maximum a căldurii aburului.

3. Mărirea debitului de condensat returnat, prin perfecționarea proceselor tehnologice și alegerea unor regimuri de funcționare corespunzătoare.

4. Curățirea condensatului returnat de la consumatori, de ulei și alte impurități care ar împiedica utilizarea lui — în limite economice — în caznele de abur ale sursei de alimentare cu căldură.

5. Izolarea termică a oalelor de condensat și a celorlalte instalații care servesc la colectarea și returnarea condensatului, pentru utilizarea cît mai completă a căldurii acestuia.

6. Echiparea sistemelor de colectare a condensatului cu aparate de măsură și automatizare.

Soluționarea rațională a complexului de probleme privind organizarea colectării și returnării maxime a condensatului, cu utilizarea cît mai completă a căldurii acestuia, va asigura o economie considerabilă de combustibil. Totodată va permite reducerea deficitului de abur, care are loc la multe întreprinderi, în special în perioada de iarnă. De asemenea, prin utilizarea condensatului la alimentarea cazanelor de abur se va ușura problema epurării chimice a apei necesare acestora.

Bibliografie

[1] Levin, M. S. *Ispolzovanie otrabotavşego i vtoricinovo para i kondensata*. Energhiia, Moscova, 1971.

(Articol intrat în redacție la 18 decembrie 1975)

Determinarea oportunității instalării unor desupraîncălzitoare și răcitoare de condensat în circuitul regenerativ al unei turbine cu abur cu ajutorul unei metode de calcul rapide

Ing. N. Kertész*)

În literatura de specialitate se tratează pe larg influența desupraîncălzitoarelor și răcitoarelor de condensat din circuitul regenerativ al unei turbine cu abur asupra consumului specific de căldură. Lucrări publicate [1], [2], [3] conțin rezultatele unor calcule comparative laborioase de cicluri termice, pentru obținerea unor concluzii privitoare la influența desupraîncălzitoarelor și răcitoarelor de condensat asupra economicității funcționării turbinelor. Aceste concluzii constituie un reper în activitatea de proiectare a instalațiilor de turbine. Programele de calcul de optimizare tehnico-economică a ciclurilor termice cu ajutorul calculatoarelor de care dispun marile firme constructoare de turboagregate permit și ele rezolvarea problemei oportunității instalării unor desupraîncălzitoare și răcitoare de condensat.

Există însă posibilitatea evaluării rapide a influenței desupraîncălzitoarelor și răcitoarelor de condensat asupra consumului specific de căldură al unui ciclu termic definit de parametrii caracterizanți și de schema circuitului regenerativ. Aceasta se poate efectua cu ajutorul metodei rapide de calcul a influenței modificărilor în schema termică asupra economicității centralei termoelectrice [4], care are la bază noțiunea de coeficient de modificare a puterii: notat cu e.

Considerînd că într-un punct al circuitului regenerativ se introduce o cantitate de căldură Q, care produce o modificare mică a economicității turboagregatului, și impunînd menținerea constantă a cantității de căldură livrate de cazanul de abur, abaterea ΔN a puterii produse la bornele generatorului se calculează cu relația:

$$\Delta N = e \cdot Q, \tag{1}$$

modificarea relativă a consumului specific de căldură fiind:

$$\varepsilon = -\frac{\Delta N}{N + \Delta N} \approx -\frac{\Delta N}{N}. \tag{2}$$

*) Ing. Nicolae Kertész este cercetător științific la ICEMENERG.

Autorii metodei menționate prezintă modul de calcul al coeficienților e, pentru diferitele tipuri de preîncălzitoare ale circuitului regenerativ, și soluțiile unor probleme de funcționare economică și de analiză termodinamică a schemelor centralelor electrice, cu ajutorul acestei mărimi. Dintre modificările în schemă a căror influență asupra consumului specific de căldură se poate calcula cu metoda propusă, se menționează modificarea gradientului de temperatură a unui preîncălzitor, pierderile de apă-abur și introducerea în circuit a apei de adaos, livrarea unor debite mici de abur pentru consumatori, înlocuirea unui preîncălzitor de suprafață cu unul de amestec etc.

În cele ce urmează se prezintă rezolvarea, cu ajutorul metodei rapide, a unor probleme legate de influența asupra consumului specific de căldură a desupraîncălzitoarelor și răcitoarelor de condensat. Utilizarea acestei metode are avantajul obținerii unor relații de calcul simple.

1. Influența răcitorului de condensat [4]

În figura 1 este prezentată o parte din circuitul regenerativ într-o situație inițială (a) și după instalarea unui răcitor de condensat la preîncălzitorul j (b).

Prin această modificare, debitul de abur care intră în preîncălzitorul j se reduce cu ΔD_j. Dacă, în schema îmbunătățită, acest debit ΔD_j

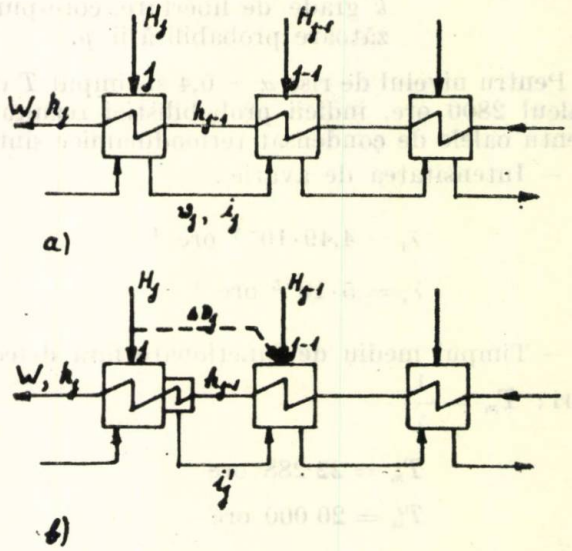


Fig. 1. Parte din circuitul regenerativ înainte și după instalarea răcitorului de condensat.

este introdus în preîncălzitorul $j-1$ (linia întreruptă din fig. 1b), atunci cele două scheme sînt echivalente. Aceasta rezultă din efectuarea bilanțurilor termice ale preîncălzitoarelor j și j-1, în cele două situații. Debitul ΔD_j se calculează cu relația:

$$\Delta D_j = w_j \frac{i_j - i'_j}{H_j - i'_j}, \tag{3}$$

și introducerea lui în preîncălzitorul j-1 (fig. 1 *b*) anihilează efectul îmbunătățirii schemei termice prin prevederea răcitorului de condensat. Efectul introducerii debitului ΔD_j în preîncălzitorul j-1 conduce la diminuarea puterii produse la bornele generatorului cu :

$$\Delta N = -\Delta D_j (1 - e_{j-1}) (H_j - H_{j-1}), \quad (4)$$

astfel că prin instalarea răcitorului de condensat se produce efectiv o creștere a puterii, cu aceeași valoare, adică :

$$\Delta N_{rc} = \Delta D_j (1 - e_{j-1}) (H_j - H_{j-1}). \quad (5)$$

2. Influența desupraîncălzitorului

În figura 2 este prezentată o parte din circuitul regenerativ în situația inițială (*a*) și după îmbunătățirea lui (*b*) prin prevederea la preîncălzitorul j-1 a unui desupraîncălzitor. Introducerea în preîncălzitorul j-1 a debitului de abur ΔD_j, determinat din relația :

$$\Delta D_j = W \frac{h'_{j-1} - h_{j-1}}{H_j - i_j} \quad (6)$$

și devenit disponibil la preîncălzitorul j, ca urmare a instalării desupraîncălzitorului, face ca schemele *a* și *b* să fie echivalente. Modificarea puterii produse la bornele turboagregatului, după introducerea desupraîncălzitorului, se calculează cu relația :

$$\Delta N_{ds} = \Delta D_j (1 - e_{j-1}) (H_j - H_{j-1}). \quad (7)$$

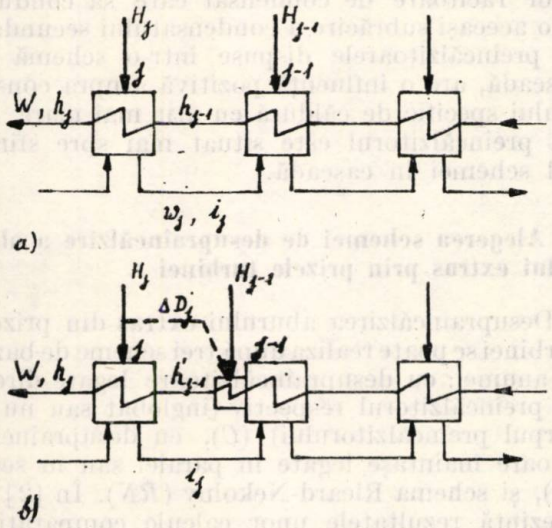


Fig. 2. Parte din circuitul regenerativ înainte și după instalarea desupraîncălzitorului.

Pe baza formulei de calcul a coeficientului e_{j-1} [4], relațiile (5) și (7) pot fi scrise și sub forma :

$$\Delta N = \Delta D_j (e_j - e_{j-1}) (H_j - i_j) \quad (8)$$

3. Compararea influenței asupra consumului specific de căldură a prevederii preîncălzitorului j cu un răcitor de condensat și a preîncălzitorului $j-1$ cu un desupraîncălzitor

Fiind dat un circuit regenerativ ca cel reprezentat în figurile 1 *a* și 2 *a*, se cere stabilirea, din punct de vedere termodinamic, a oportunității montării unui răcitor de condensat la preîncălzitorul j sau a unui desupraîncălzitor la preîncălzitorul $j-1$.

Comparația va permite evaluarea oportunității instalării în general de desupraîncălzitoare și răcitoare de condensat. Pe baza celor prezentate la pct. 1 și 2, problema se reduce la compararea valorilor mărimilor ΔD_j, determinate cu relațiile (5) și (7). Pentru obținerea aceluiași efect trebuie ca :

$$W \frac{h'_{j-1} - h_{j-1}}{H_j - i_j} = w_j \frac{i_j - i'_j}{H_j - i'_j}. \quad (9)$$

Având în vedere că $H_j - i_j \approx H_j - i'_j$, relația (9) se poate scrie sub forma :

$$i_j - i'_j = \frac{W}{w_j} (h'_{j-1} - h_{j-1}). \quad (10)$$

Aceasta înseamnă că, pentru obținerea aceleiași influențe asupra consumului specific de căldură, valoarea subrăcirii condensatului trebuie să fie de W/w_j ori mai mare decît creșterea entalpiei condensatului principal la ieșirea din preîncălzitor, pe baza desupraîncălzirii aburului, raportul W/w_j având valori între 5 și 20.

Din cele de mai sus rezultă că, în cazurile în care aburul extras din turbină pentru preîncălzirea regenerativă a apei de alimentare este mult supraîncălzit, instalarea unui desupraîncălzitor la preîncălzitorul respectiv are un efect pozitiv considerabil mai mare decît instalarea unui răcitor de condensat la preîncălzitorul superior.

4. Compararea influenței asupra consumului specific de căldură a prevederii la preîncălzitorul j a unui desupraîncălzitor și a unui răcitor de condensat

Efectul asupra puterii produse la bornele generatorului (fig. 3) și deci asupra consumului specific de căldură (2), al instalării unui desupraîncălzitor la preîncălzitorul j este conform (8) :

$$\Delta N_{ds} = \Delta D_{j+1} (e_{j+1} - e_j) (H_{j+1} - i_{j+1}), \quad (11)$$

iar cel al instalării unui răcitor de condensat, conform (8)

$$\Delta N_{rc} = \Delta D_j (e_j - e_{j-1}) (H_j - i_j), \quad (12)$$

unde

$$\Delta D_{j+1} = W \frac{h'_j - h_j}{H_{j+1} - i_{j+1}} \qquad (13)$$

iar ΔD_j se calculează cu relaţia (3). Efectuînd înlocuirile în relaţiile (11) şi (12) şi admiţînd că $H_j - i_j \approx H_j - i'_j$, rezultă

$$\Delta N_{ds} = W(h'_j - h_j)\ (e_{j+1} - e_j) \qquad (14)$$

şi

$$\Delta N_{rc} = w_j\ (i_j - i'_j)\ (e_j - e_{j-1}). \qquad (15$$

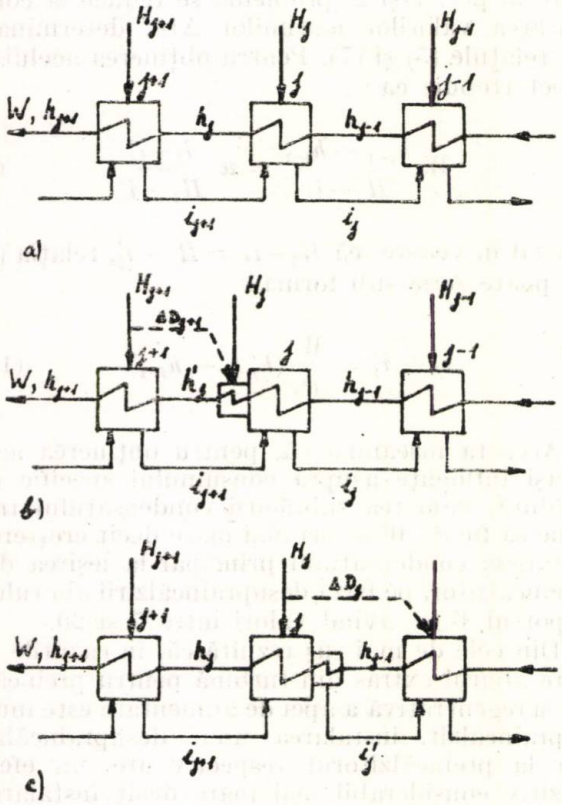


Fig. 3. Parte din circuitul regenerativ înainte şi după instalarea desupraîncălzitorului sau răcitorului de condensat la preîncălzitorul j.

Condiţia ca $\Delta N_{ds} = \Delta N_{rc}$ este îndeplinită atunci cînd

$$\frac{W(h'_j - h_j)}{w_j(i_j - i'_j)} = \frac{e_j - e_{j-1}}{e_{j+1} - e_j}. \qquad (16)$$

Analiza unor cazuri concrete evidenţiază faptul că, din cauza valorii mari a termenului W/w_j, relaţia (16) poate fi satisfăcută numai pentru valori extrem de mici ale factorului $(h'_j - h_j)$, termenul din dreapta relaţiei (16) avînd valori apropiate de 1. Practic, utilizarea căldurii de supraîncălzire a aburului care alimentează preîncălzitoarele de înaltă presiune conduce la valori $(h'_j - h_j)$ care fac ca în relaţia (16) termenul din stînga să fie mai mare decît cel din dreapta, ceea ce înseamnă că $\Delta N_{ds} > \Delta N_{rc}$ şi că, prin urmare, instalarea desupraîncălzitorului are un efect pozitiv mai mare decît al răcitorului de condensat.

5. Influenţa răcitorului de condensat în funcţie de poziţia sa în schemă

Înlocuind în relaţia (5) pe ΔD_j cu expresia (3), rezultă :

$$\Delta N_{rc} = w_j\ (1 - e_{j-1})\ (i_j - i'_j)\ \frac{H_j - H_{j-1}}{H_j - i_j}. \qquad (17)$$

Se consideră o parte a unui circuit regenerativ, formată din preîncălzitoare de suprafaţă cu scurgerea condensatului în cascadă (de ex., preîncălzitoarele de înaltă presiune sau cele de joasă presiune, pînă la preîncălzitorul cu repomparea condensatului secundar în circuitul principal), preîncălzitoarele fiind parcurse de acelaşi debit de condensat principal. Analizînd sensul de variaţie al factorilor relaţiei (17), în funcţie de nivelul presiunii aburului care alimentează aceste preîncălzitoare, pentru aceeaşi subrăcire $(i_j - i'_j)$ a condensatului secundar, se constată că ΔN_{rc} depinde numai de w_j şi $(1 - e_{j-1})$, $\frac{H_j - H_{j-1}}{H_j - i_j}$ fiind relativ constant. Pe măsura coborîrii spre preîncălzitoarele inferioare ale schemei în cascadă, debitul de condensat secundar w_j al preîncălzitoarelor creşte, iar coeficientul de modificare a puterii scade, factorul $1 - e_{j-1}$ crescînd. Astfel, instalarea unor răcitoare de condensat care să conducă la o aceeaşi subrăcire a condensatului secundar, la preîncălzitoarele dispuse într-o schemă în cascadă, are o influenţă pozitivă asupra consumului specific de căldură cu atît mai mare cu cît preîncălzitorul este situat mai spre sfîrşitul schemei în cascadă.

6. Alegerea schemei de desupraîncălzire a aburului extras prin prizele turbinei

Desupraîncălzirea aburului extras din prizele turbinei se poate realiza după trei scheme de bază, şi anume : cu desupraîncălzitoare legate direct de preîncălzitorul respectiv (înglobat sau nu în corpul preîncălzitorului) (*C*), cu desupraîncălzitoare înaintaşe legate în paralel sau în serie (*E*), şi schema Ricard-Nekolny (*RN*). În [2] se prezintă rezultatele unor calcule comparative de cicluri termice pentru turbine cu şi fără supraîncălzire intermediară. Din acestea rezultă că ordinea descrescîndă a economicităţii celor trei scheme este *RN*, *E*, *C*. Avantajul schemelor *E* şi *RN* faţă de *C* decurge din transmiterea direct la cazanul de abur a căldurii de supraîncălzire a aburului extras prin prize nereglabile.

Problema a cărei rezolvare se propune cu ajutorul metodei rapide este de a stabili dacă preîncălzitorul n trebuie sau nu să fie prevăzut cu un desupraîncălzitor tip C (fig. 4 *b* şi 5 *c*), atunci cînd preîncălzitorul n-1 este echipat cu un desupraîncălzitor tip *E*. Comparînd schemele prezentate in figurile 4 *b* şi 5 *c*, se constată că ele diferă prin desupraîncălzitorul n. Aceasta are ca urmare o valoare h'_n a entalpiei condensatului principal la ieşirea din treapta de preîncălzire n din figura 5 *c* mai mică decît cea corespunzătoare h_n din schema fig. 4 *b*. Prin urmare, în cazul schemei din fig. 5 *c*, o cantitate mai mare din căldura de supraîncălzire a aburului prizei n-1 este transmisă direct la cazan, ceea ce ar putea compensa efectul scăderii entalpiei h'_n faţă de h_n. Pentru aceasta se va calcula modificarea puterii produse la bornele generatorului unei turbine cu schema circuitului regenerativ de înaltă presiune din figurile 4 *a* şi 5 *a* (identice), la transformarea schemei respective în cele prezentate în fig. 4 *b* şi 5 *c*), cantitatea de căldură livrată de cazanul de abur fiind menţinută constantă. În vederea simplificării demonstraţiei, se consideră cazul unei turbine fără supraîncălzire intermediară, pentru care sînt calculaţi coeficienţii de modificare a puterii ai treptelor de preîncălzire şi, pe baza acestora, randamentul η al ciclului termic, care reprezintă produsul dintre randamentul termic şi cel relativ intern [4].

a) *Înlocuirea schemei din figura 4* a *cu cea din figura 4* b

Desfiinţarea desupraîncălzitorului tip C al preîncălzitorului n-1 are ca urmare modificarea gradientului de temperatură al ansamblului preîncălzitorului n-1. În ipoteza că preîncălzitorul n poate prelua sarcina termică suplimentară astfel apărută, efectul modificării gradientului preîncălzitorului n-1 asupra puterii turboagregatului se calculează conform [4] cu relaţia :

$$\Delta N_{a1} = -(e_n - e_{n-1})\, D_{n-1}\, \delta H_{n-1}. \qquad (18)$$

Trecerea aburului prin desupraîncălzitorul tip *E* face ca în preîncălzitorul $n-1$ să se cedeze o cantitate de căldură mai mică cu $D_{n-1}\,\delta H_{n-1}$, ceea ce are ca efect reducerea puterii la bornele generatorului cu :

$$\Delta N_{a2} = -e_{n-1}\, D_{n-1}\, \delta H_{n-1} \qquad (19)$$

Cantitatea de căldură $D_{n-1}\,\delta H_{n-1}$ este transmisă direct cazanului. Prin respectarea condiţiei menţinerii constante a cantităţii de căldură livrate de cazanul de abur, puterea produsă la bornele generatorului creşte cu :

$$\Delta N_{a3} = \eta D_{n-1}\, \delta H_{n-1}. \qquad (20)$$

Efectul global al înlocuirii desupraîncălzitorului tip *C* cu cel tip *E* la preîncălzitorul n-1 este :

$$\Delta N_a = \Delta N_{a1} + \Delta N_{a2} + \Delta N_{a3} = (\eta - e_n)\, D_{n-1}\, \delta H_{n-1}. \qquad (21)$$

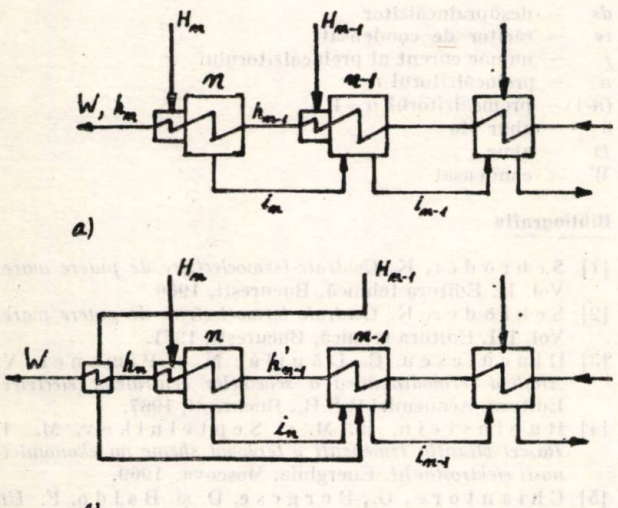


Fig. 4. Trecerea de la schema de desupraîncălzire tip C la schema de desupraîncălzire de tip E, ultimul preîncălzitor fiind prevăzut cu desupraîncălzitor tip C.

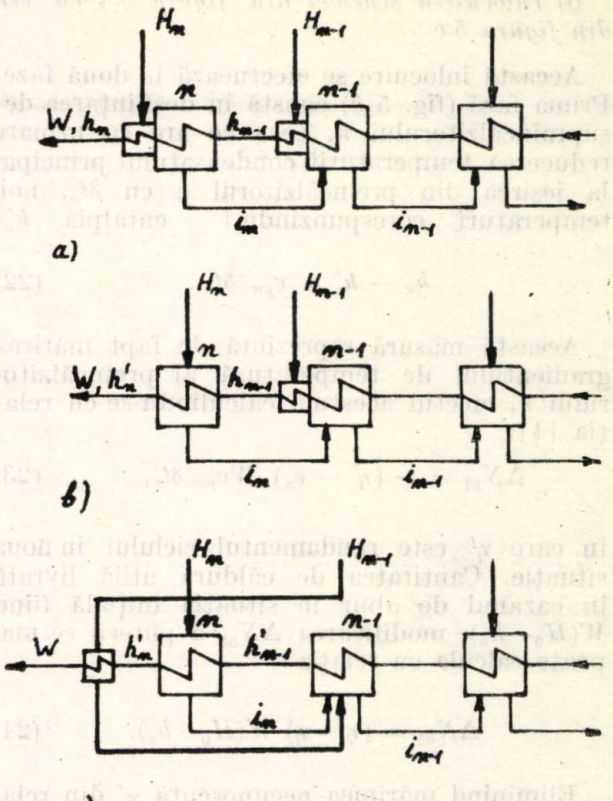


Fig. 5. Trecerea de la schema de desupraîncălzire de tip C la schema de desupraîncălzire de tip E, ultimul preîncălzitor nefiind prevăzut cu desupraîncălzitor.

b) *Înlocuirea schemei din figura 5 a cu cea din figura 5 c*

Această înlocuire se efectuează în două faze. Prima fază (fig. 5 *b*) constă în desființarea desupraîncălzitorului n, ceea ce are ca urmare reducerea temperaturii condensatului principal la ieșirea din preîncălzitorul n cu δt_n, noii temperaturi corespunzîndu-i entalpia h'_n:

$$h_n - h'_n = c_{pw}\ \delta t_n. \qquad (22)$$

Această măsură reprezintă de fapt mărirea gradientului de temperatură al preîncălzitorului n, efectul acestuia calculîndu-se cu relația [4]:

$$\Delta N_{b1} = -(\eta' - e_n)\ W c_{pw}\ \delta t_n, \qquad (23)$$

în care η' este randamentul ciclului în noua situație. Cantitatea de căldură utilă livrată în cazanul de abur în situația inițială fiind $W(H_0 - h_n)$, modificarea ΔN_{b1} a puterii se mai poate calcula cu relația:

$$\Delta N_{b1} = (\eta' - \eta)\ W(H_0 - h_n). \qquad (24)$$

Eliminînd mărimea necunoscută η' din relațiile (23) și (24), se obține:

$$\Delta N_{b1} = -\frac{(\eta - e_n)(H_0 - h_n)\ W c_{pw}\ \delta t_n}{(H_0 - h_n) + c_{pw}\ \delta t_n}. \qquad (25)$$

A doua fază a modificării schemei (fig. 5 *c*) constă în înlocuirea desupraîncălzitorului tip C al preîncălzitorului n-1 cu un desupraîncălzitor tip E. Această înlocuire este similară cu cea din figura 4, cu deosebirea că temperatura condensatului principal la ieșirea din preîncălzitorul n a scăzut cu δt_n și, ca urmare, și temperatura aburului la ieșirea din desupraîncălzitorul respectiv se modifică. Admițînd că temperatura aburului la ieșirea din desupraîncălzitor scade tot cu δt_n față de situația din figura 4 *b*, efectul modificării asupra puterii se calculează cu relația (20), în care factorul δH_{n-1} se înlocuiește cu $(\delta H_{n-1} + c_{pD}\ \delta t_n)$, adică:

$$\Delta N_{b2} = (\eta' - e_n)\ D_{n-1}(\delta H_{n-1} + c_{pD}\ \delta t_n). \qquad (26)$$

Efectul global al trecerii de la schema din figua 5 *a* la cea din figura 5 *c* asupra puterii la bornele generatorului este:

$$\Delta N_b = \Delta N_{b1} + \Delta N_{b2} =$$

$$= \frac{\eta - e_n}{1 + \dfrac{c_{pw}\ \delta t_n}{H_0 - h_n}}\ [D_{n-1}(\delta H_{n-1} + c_{pD}\delta t_n) - W c_{pw}\delta t_n]. \qquad (27)$$

Termenul $\dfrac{c_{pw}\ \delta t_n}{H_0 - h_n}$ fiind neglijabil, relația (27) devine:

$$\Delta N_b = (\eta - e_n)\ [D_{n-1}(\delta H_{n-1} + c_{pD}\ \delta t_n) - W c_{pw}\ \delta t_n]. \qquad (28)$$

Diferența de putere $\Delta N_a - \Delta N_b$ se calculează din relațiile (21) și (28), rezultînd:

$$\Delta N_a - \Delta N_b = (\eta - e_n)\ (W c_{pw} - D_{n-1}\ c_{pD})\ \delta t_n \qquad (29)$$

Avînd în vedere că $W c_{pw} > D_{n-1}\ c_{pD}$, rezultă că $\Delta N_a > \Delta N_b$ și deci schema din figura 4 *b* conduce la un consum specific de căldură mai mic decît schema din figura 5 *c*.

Această concluzie ține seama numai de aspectele termodinamice ale problemei. Este necesar să fie făcută și o examinare tehnico-economică, care să ia în considerare ieftinirea preîncălzitorului prin lipsa desupraîncălzitorului sau prin prevederea lui cu un desupraîncălzitor mai mic.

Notații

c	— căldură specifică, kJ/kg
e	— coeficient de modificare a puterii
h, h'	— entalpia condensatului principal înainte și după modificare, kJ/kg
i, i'	— entalpia condensatului secundar înainte și după modificare, kJ/kg
w	— debit de condensat secundar, kg/s
D	— debit de abur, kg/s
H	— entalpia aburului, kJ/kg
N	— puterea produsă la bornele generatorului, kW
Q	— cantitatea de căldură, kW
W	— debit de condensat principal, kg/s
δt	— modificarea temperaturii, K
δH	— scăderea de entalpie, kJ/kg
ΔD	— modificarea debitului de abur, kg/s
ΔN	— modificarea puterii la bornele generatorului, kW
ε	— modificarea relativă a consumului specific de căldură
η	— randamentul ciclului termic.

Indici

ds	— desupraîncălzitor
rc	— răcitor de condensat
j	— număr curent al preîncălzitorului
n	— preîncălzitorul n
$(n\text{-}1)$	— preîncălzitorul $n-1$
0	— abur viu
D	— abur
W	— condensat

Bibliografie

[1] Schröder, K. *Centrale termoelectrice de putere mare.* Vol. II. Editura tehnică, București, 1966.

[2] Schröder, K. *Centrale termoelectrice de putere mare.* Vol. III. Editura tehnică, București, 1971.

[3] Dinculescu, C., Dănilă, N. și Pimsner, V. *Analiza termodinamică a schemelor centralelor electrice.* Editura Academiei R.S.R., București, 1967.

[4] Rubinștein, Ia. M. și Septelnikov, M. I. *Rascet vlianiia izmenenii v teplovoi sheme na ekonomicinosti elektrostanții.* Energhiia, Moscova, 1969.

[5] Chiantore, G., Borgese, D. și Baldo, F. *Un metodo rapido per la determinazione del ciclo rigenerativo piu economico di un impianto termoelettrico.* L'Energia Elettrica, nr. 4, 1960.

(Articol intrat în redacție la 10 februarie 1976)

Contribuții la determinarea indicatorilor continuității în electroalimentare prin simulare analogică

Ing. D. Ivas*)

1. Considerații generale

Ca și celelalte domenii ale tehnicii și chiar mai mult, datorită implicațiilor directe și puternice pe care le are asupra vieții sociale, energetica uzează de metodele de prognozare și îmbunătățire a caracteristicilor de calitate și continuitate în funcționare a proceselor și instalațiilor care-i fac obiectul. Aceasta este și o consecință a faptului că în energetică sînt specifice costuri mari ale investițiilor și exploatării utilajului și instalațiilor, costuri care pot justifica mai ușor preocupări, chiar de anvergură, care să ducă la soluții mai simple dar de aceleași performanțe, sau la creșterea performanțelor unei soluții date. Toate acestea au dus la preocupări intense pe plan mondial și la noi în țară în direcția găsirii și perfecționării metodelor de determinare a indicatorilor ce caracterizează continuitatea în funcționare a instalațiilor energetice, la noi existînd în acest domeniu deja lucrări de sinteză [1] și acte normative [2].

Indicatorii de siguranță consacrați în lucrările citate caracterizează fie instalațiile de alimentare cu energie și se exprimă în timpi de funcționare sau întrerupere, număr de întreruperi, probabilități de funcționare sau nefuncționare etc., fiind folosiți pentru calcule comparative, fie întregul sistem format din instalația de alimentare cu energie și consumator, și atunci se exprimă sub forma: „costul daunei probabile cauzate de întreruperile în alimentarea cu energie electrică".

Acest din urmă indicator economic al continuității în electroalimentare poate fi evidențiat numai pentru așa-numiții în literatură consumatori cu daune nominalizate. Daunele la consumator, însă, sînt de obicei o funcție [3], [1] de durata întreruperii, motiv pentru care au existat preocupări pentru elaborarea de metode și relații de calcul care să țină seama de acest lucru [5], [4], [6]. În ultimele se propune ca indicatorul de siguranță a instalației de alimentare cu energie electrică să fie exprimat sub forma cea mai generală (spectrul frecvență-durată de întrerupere [4] sau funcția densității numărului relativ de întreruperi în raport cu durata lor [6]).

În continuare se propun scheme de simulare analogică a comportării sistemelor de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali din punctul de vedere al continuității în alimentare, scheme care permit determinarea indicatorilor corespunzători sub forma generală.

2. Simularea comportării sistemelor de alimentare cu energie electrică din punctul de vedere al continuității în alimentare

Simularea propusă are aceeași bază ca și metodele, bazate pe modelarea matematică, de determinare a indicatorilor de siguranță, deoarece pornește de la caracteristicile comportării în timp a elementelor componente, caracteristici extrase din statistici, și de la structura sistemului.

Structura sistemului este introdusă sub forma unui model structural echivalent (*mse* din figura 1), format din elemente monostabile, la care comanda de închidere este dată de impulsuri aleatorii care modelează comportarea în timp a elementelor sistemului simulat. Fiecare monostabil corespunde unei componente a sistemului simulat și este inclus într-o schemă echivalentă din punctul de vedere al continuității în funcționare, schemă al cărei mod de întocmire este deja studiat de metodele care folosesc modelarea matematică [1].

Impulsurile aleatorii sînt generate, la o scară de timp potrivită, de blocuri corespunzătoare ale căror principii de realizare se găsesc în literatură [7]. Astfel de semnale sînt folosite și în alte domenii; de exemplu în [9] sînt denumite semnale aleatorii discontinue (binare). Impulsurile trebuie să corespundă ca lungime ieșirilor din funcțiune a elementului din sistemul simulat pe care-l reprezintă monostabilul comandat. Dacă în punctul sau punctele modelului structural corespunzătoare surselor din instalațiile de alimentare cu energie electrică se vor lega surse de tensiune continuă constantă (*s* — fig. 1) la ieșire (*e* — fig. 1), se va obține un șir de impulsuri care corespund întreruperilor în alimentare a consumatorului racordat în punctul corespunzător ieșirii, *e*. Impulsurile de la ieșirea *e*, introduse într-un selector de impulsuri după durată, vor permite trasarea spectrului frecvență — durată de întrerupere la bornele consumatorului, spectru folosit fie ca atare pentru a determina oricare din indicatorii de siguranță (scop în care se pot imagina

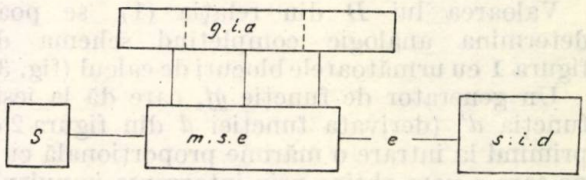


Fig. 1:
gia — generator de impulsuri aleatorii; *s* — sursă de tensiune continuă; *mse* — model structural echivalent; *sid* — selector de impulsuri după durată.

*) Ing. Dumitru Ivas este șef de lucrări la Catedra de electroenergetică a Institutului politehnic Iași.

și folosi de asemenea blocuri specializate de prelucrare corespunzătoare a impulsurilor), fie, după cum se va arăta în continuare, pentru determinarea indicatorului economic al continuității în alimentare.

În privința scării de timp folosite la modelarea întreruperilor prin impulsuri, aceasta este impusă de frecvența de lucru a pieselor folosite în blocurile de generare și prelucrare a impulsurilor. Dacă se admite o durată de 10 ani ($0{,}3 \cdot 10^9$ s) redusă la o durată de calcul pe model de 100 s, impulsul corespunzător unei întreruperi minime de 3 s va dura 1μ s, valoare ce corespunde unei frecvențe de 1 MHz pentru care se pot folosi circuite, de exemplu, cu tranzistoare clasice.

3. Model analogic pentru determinarea indicatorului economic al continuității în alimentare

Sub formă relativ completă, indicatorul economic al continuității în alimentare se poate determina cu relația [9], [8]:

$$D = \sum_{i=1}^{i=z} d_i \cdot H_i \qquad (1)$$

unde

z este numărul de categorii de întreruperi după durată;

d_i — dauna corespunzătoare întreruperii de durata θ_i;

H_i — frecvența întreruperilor de durată θ.

Relația (1) reiese și din figura 2, unde se prezintă un exemplu de variație a daunei d cu timpul de întrerupere θ (fig. 2 *a*) și un exemplu de spectru frecvență (H) — durată de întrerupere θ (fig. 2 *b*).

Valoarea lui D din relația (1) se poate determina analogic completînd schema din figura 1 cu următoarele blocuri de calcul (fig. 3):

Un generator de funcție *gf*, care dă la ieșire funcția d' (derivata funcției d din figura 2 *a*), primind la intrare o mărime proporțională cu θ, pe care o vom obține prin integrarea impulsului de amplitudine constantă de la ieșirea e a *mse* cu integratorul I_1.

Pentru fiecare impuls de ieșire e, impuls ce modelează o întrerupere de durată θ, vom avea la ieșirea generatorului de funcție un alt impuls de amplitudine identică cu prima parte (de lungime θ) a diagramei d'. Aceasta dacă blocul de integrare I_1 este adus la condițiile inițiale 0 (zero) la sfîrșitul fiecărui impuls.

Prin integrarea impulsurilor de la ieșirea generatorului de funcție *gf* în blocul integrator I_2 se obține valoarea lui D.

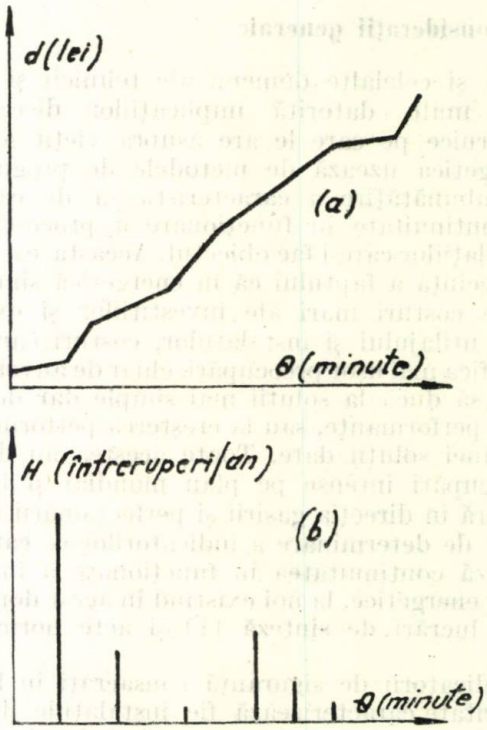


Fig. 2.

Integratoarele I_1 și I_2, precum și generatorul de funcție *gf* pot fi realizate pe principiile folosite în blocurile corespunzătoare din calculatoarele analogice, sau se pot folosi blocuri de calcul dintr-un calculator analogic existent.

Concluzii

Indicatorii continuității în alimentarea cu energie electrică, a căror importanță crește odată cu creșterea puterii unitare a consumatorilor și a cerințelor acestora în privința siguranței în alimentare, pot fi determinați și pe calea simulării analogice. Pe această cale se

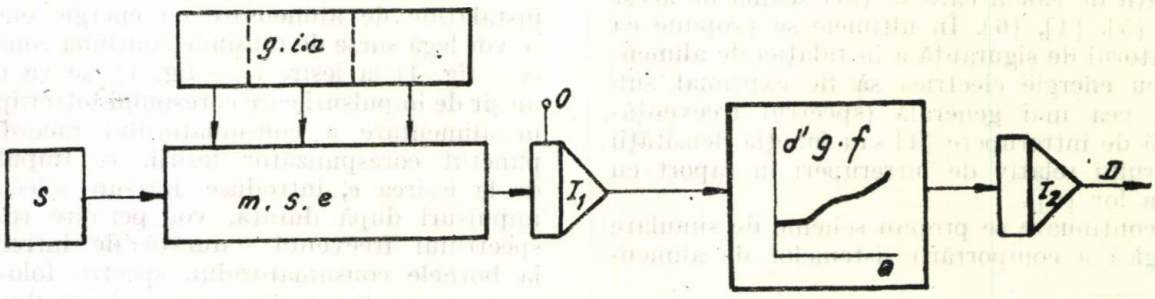


Fig. 3:
gia, s, mse — aceleași semnificații ca în figura 1; I_1 și I_2 — blocuri de integrare; *gf* — generator de funcție.

pot obține cele mai complete forme de exprimare a indicatorilor de continuitate în alimentare. Tehnica folosită este înrudită cu cea a calculatoarelor analogice.

Modelul realizat sub formă de blocuri permite simularea instalațiilor de orice anvergură. De mărimea instalației simulate depinde numai modelul structural echivalent și în mai mică măsură numărul generatoarelor de impulsuri aleatorii, restul blocurilor rămînînd același.

Modelul structural echivalent și generatorul de funcție pot fi realizate sub formă de elemente a căror conexiune se face la „programarea" prin tehnici identice cu cele de la calculatoarele analogice, obținîndu-se astfel posibilitatea simulării oricărei scheme de instalație.

Încercările făcute de autor în direcția realizării unora din blocuri (*gia*, *sid*) au fost fructuoase și vor fi continuate.

Bibliografie

[1] Nitu, V. I. *Fiabilitatea instalațiilor energetice.* Editura Acad. R.S.R., București, 1973.

[2] x x x M.E.E. *Normativ privind elementele de calcul al siguranței în funcționare a instalațiilor energetice.* Centrul de documentare energetică, București, 1973.

[3] Poeată, A., Ivas, D., Alexandreseu, Gh. V. și Cîrțină, Gh. *Contribuții la întocmirea și completarea modelului matematic pentru calculul siguranței optime în alimentarea cu energie electrică.* În: Energetica, nr. 4, 1971, p. 168–172.

[4] Lindner, H. *Ökonomische Bewertung der Zuverlässigkeit der Elektroenergieversorgung von Industriebetrieben.* În: Energietechnik, nr. 8, aug. 1968.

[5] Albert, H. și Negoiță, V. *Condițiile de siguranță impuse de consumatori alimentării din sistem și influența acestora asupra soluției adoptate.* Consfătuirea tehnico-științifică „Siguranța în alimentarea cu energie electrică și căldură a marilor consumatori industriali", Galați, 1970.

[6] Soci, A. *Introducerea evaluării economice a continuității alimentării electrice a consumatorilor în compararea variantelor de rețele electrice.* Consfătuirea tehnico-științifică „Siguranța în alimentarea cu energie electrică și căldură a marilor consumatori industriali", Galați, 1970.

[7] Kron, G. A., *Simularea și măsurarea proceselor aleatoare* (traducere din limba engleză). Editura tehnică, București, 1969.

[8] Ivas, D. *Considerații asupra relațiilor folosite pentru determinarea indicatorului economic al continuității în alimentarea cu energie electrică.* În: Energetica, nr. 7, 1972, p. 284–287.

[9] Drăgan, D. *Noțiuni fundamentale referitoare la metodele de identificare experimentală a unui proces. Posibilități de aplicare a acestor metode în energetică.* În: Energetica, nr. 7, 1972, p. 315–323.

Procedeu de amplasare rațională a surselor de putere reactivă în interiorul unui combinat industrial

Ing. **H. Crisciu**,
ing. **V. Neagu**
și ing. **I. Radu***)

Pentru ameliorarea factorului de putere, în vederea reducerii pierderilor de energie activă, în elementele rețelei de transport și distribuție a energiei electrice se folosește pe scară largă compensarea puterii reactive a consumatorilor, utilizînd diverse mijloace de producere a energiei reactive.

Este necesar să se determine pînă la ce nivel trebuie să se meargă cu compensarea puterii reactive și unde trebuie amplasate mijloacele de producere a energiei reactive, iar aceasta se poate face numai pe baza unui calcul tehnico-economic în care să se ia în considerare, costurile instalațiilor de compensare și pierderile de energie în rețea.

În lucrarea de față se tratează cazul amplasării raționale a surselor de putere reactivă în interiorul unui combinat industrial în cazul în care pentru compensare se folosesc condensatoare statice montate atît pe partea de joasă tensiune cît și pe partea de medie tensiune a posturilor de transformare (condensatoarele statice folosindu-se, așa cum prevăd „Instrucțiunile privind ameliorarea factorului de putere la consumatorii industriali și similari de energie electrică", pînă cînd puterea reactivă de compensat nu depășește 30 MVar, după aceea trebuind studiată și posibilitatea folosirii compensatoarelor sincrone).

Lucrarea preia metodologia propusă de Glazunov, Nguen, Stroev [3], adaptînd-o în același timp la normativele existente la noi și elaborînd totodată un program de calcul, rezultatele fiind prezentate în anexă.

Deci, pentru cazul unui combinat industrial se pune problema determinării factorului de putere optim (respectiv al puterii reactive necesar a fi compensată), și apoi, pentru că în multe cazuri rezultă puteri instalate ale condensatoarelor mari, trebuie rezolvată problema repartiției optime a acestora în incinta combinatului, lucrarea de față ocupîndu-se numai de problema a doua, în condițiile cunoașterii puterii însumate a condensatoarelor.

Pentru soluționarea problemei ar trebui luați în considerare un număr destul de mare de factori care influențează asupra modului de amplasare a condensatoarelor (cum ar fi problema reglării în trepte a bateriilor de conden-

*) Ing. Horia Crisciu, ing. Viorel Neagu și ing. Ion Radu sînt cercetători la Institutul de cercetări și modernizări energetice (ICEMENERG).

satoare, problema influenței compensării asupra regimului de tensiuni ale receptoarelor de energie electrică, variația puterii reactive debitate de condensatoare funcție de tensiune, variația curbei de sarcină a consumatorilor).

Luarea în considerare a tuturor acestor factori ar complica foarte mult soluționarea problemei, și de aceea sînt necesare unele ipoteze simplificatoare: s-a considerat că bateriile de condensatoare nu sînt reglabile și nu s-a luat în considerare influența compensării asupra tensiunilor, în calcule folosindu-se tensiunea nominală. De asemenea s-a considerat că graficul zilnic mediu al puterii reactive cerute de consumatori se poate aproxima cu o funcție în trepte (fig. 1):

$$\begin{cases} Q = f(T'); \; T' = T'_1, T'_2, \ldots, T'_R \\ \text{pentru } T'_{i-1} < T < T'_i, \; Q = Q_i = \text{ct.} \end{cases}$$

Pentru rețeaua de distribuție s-a ales o schemă radială, schemă formată din n linii magistrale, linii care alimentează fiecare m_i, $i = 1, \ldots, n$ posturi de transformare MT/JT (fig. 2).

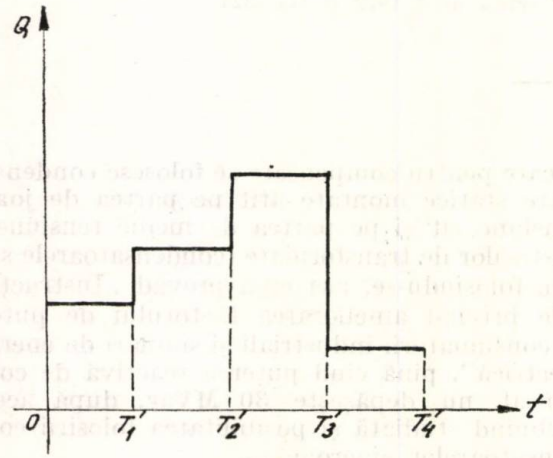


Fig. 1

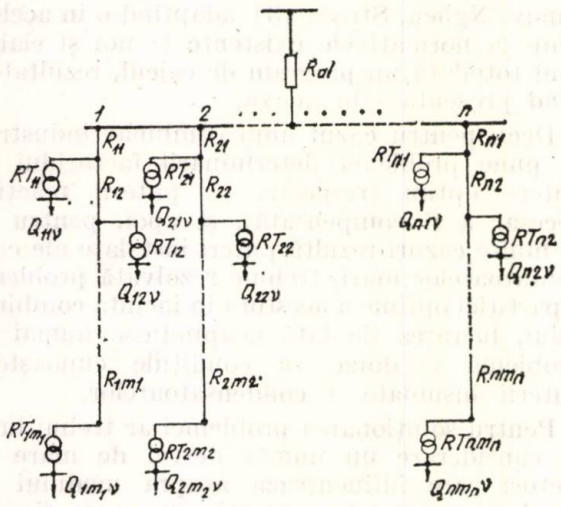


Fig. 2

Pentru rezolvarea problemei examinăm acele componente ale cheltuielilor anuale care depind de puterea însumată a condensatoarelor, precum și de amplasarea lor în rețea, cheltuieli care pot fi scrise sub forma:

$$Z = (\varepsilon_n + \beta)I + \alpha(E_C + E_R), \qquad (1)$$

unde

ε_n este coeficientul eficienței economice ($\varepsilon_n = 0{,}1$);

β — coeficientul de cotă pentru amortizare, reparații, întreținerea condensatoarelor ($\beta = 0{,}11$);

I — costul total al instalației de compensare în rețeaua întreprinderii;

α — costul pierderilor de energie electrică;

E_C — pierderea anuală de energie în condensatoare;

E_R — pierderea anuală de energie în rețeaua întreprinderii industriale.

Luînd în considerare aproximările amintite mai înainte și considerînd că bateriile de condensatoare se pot monta atît pe partea de joasă tensiune cît și pe cea de medie tensiune a postului de transformare, se poate evalua fiecare din termenii expresiei (1).

Astfel, pentru investițiile în condensatoare se poate scrie:

$$I = a_1 \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} QJ_{cij} + a_2 \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} QM_{cij}, \qquad (2)$$

unde

i este numărul magistralei;

ij — numărul postului de transformare de pe magistrala i ($j = 1, \ldots, mi$);

QJ_{cij} — puterea condensatoarelor montate în postul ij, pe partea de joasă tensiune;

QM_{cij} — puterea condensatoarelor montate în postul ij, pe partea de medie tensiune;

a_1 — costul unui kVar de putere instalată a condensatoarelor pentru tensiuni pînă la 1000 V, cu luarea aproximativă în considerație a costului aparatajului de comutație (lei/kVar). ($a_1 < 225$ lei/kVar);

a_2 — costul unui kVar de putere instalată a condensatoarelor pentru tensiuni mai mari de 1000 V, cu luarea aproximativă în considerație a costului aparatajului de comutație (lei/kVar).

Pierderile anuale de energie în condensatoare se determină cu expresia:

$$E_c = \sum_{\nu=1}^{R} T_\nu \left[\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} (p_{c1} QJ_{cij} + p_{c2} QM_{cij}) \right], \qquad (3)$$

unde

ν este numărul intervalului de timp al graficului în trepte de sarcină reactivă ($\nu = 1,2,\ldots R$);

$T_\nu = T'_\nu \cdot N_z$ — durata anuală în care sarcina reactivă a postului ij este egală cu $Q_{ij\nu}$ [ore];

T'_ν — mărimea intervalului de timp ν al graficului în trepte de sarcină reactivă [ore];

N_z — numărul de zile lucrătoare dintr-un an;

p_{c1} — pierderi specifice de putere activă în condensatoarele JT[kW/kVar];

p_{c2} — pierderi specifice de putere activă în condensatoarele MT [kW/kVar].

Pentru determinarea pierderilor anuale de energie activă, datorită circulației energiei reactive, s-a luat în considerare rezistența liniilor și a transformatoarelor, folosind relația:

$$E_R = \sum_{\nu=1}^{R} \frac{T_\nu}{U^2} \left\{ \sum_{i=1}^{n} \left[\sum_{j=1}^{m_i} RT_{ij}(Q_{ij\nu} - QJ_{cij})^2 + \right.\right.$$

$$+ \sum_{s=1}^{m_i} R_{is} \left(\sum_{j=s}^{m_i} (Q_{ij\nu} - QJ_{cij} - QM_{cij})^2 \right] + \quad (4)$$

$$\left. + R_{al} \left[\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} (Q_{ij\nu} - QJ_{cij} - QM_{cij}) \right]^2 \right\},$$

unde

RT_{ij} este rezistența activă a transformatorului din postul de transformare ij (sau, în cazul în care sînt mai multe transformatoare, rezistența echivalentă a acestora) [kΩ];

R_{ij} — rezistența activă a segmentului (j_{-1}, j) din linia magistrală i, [kΩ];

R_{al} — rezistența activă a rețelei între barele sursei de alimentare și ale substației principale de alimentare [kΩ];

$Q_{ij\nu}$ — sarcina reactivă a substației ij, în cursul intervalului de timp ν;

U — tensiunea rețelei [kV].

Problema determinării repartiției optime a surselor de putere reactivă constă în găsirea unor asemenea valori ale QJ_{cij} și QM_{cij} care să corespundă cu minimum de cheltuieli Z, cu respectarea restricțiilor:

$$QT_{cij} \geqslant 0; \quad QM_{cij} \geqslant 0$$
$$i = 1, \ldots, n; \; j = 1, \ldots, m_i \quad (5)$$

De asemenea, întrucît ne ocupăm numai de problema repartiției optime, considerînd puterea totală instalată cunoscută, se mai impune condiția:

$$\varphi = \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} (QJ_{cij} + QM_{cij}) - QCT = 0, \quad (6)$$

în care QCT este puterea totală instalată a condensatoarelor.

Pentru optimizarea funcției Z, avînd restricția (6), aplicînd metoda multiplicatorilor lui Lagrange, scriem:

$$F = Z + \lambda\varphi \quad (7)$$

și derivăm F în raport cu fiecare din variabilele ce intervin (respectiv QJ_{cij}, QM_{cij}, λ), obținînd sistemul (8) de ecuații, cu $2\sum_{i=1}^{n} m_i + 1$ necunoscute:

$$\frac{\partial F}{\partial QJ_{cij}} = 0 \qquad i = 1, \ldots, n$$
$$\frac{\partial F}{\partial QM_{cij}} = 0 \qquad j = 1, \ldots m_i \quad (8)$$
$$\varphi = 0$$

Considerînd cazul mai simplu, în care luăm $R_{al} = 0$ și derivînd, obținem:

$$\frac{\partial F}{\partial QJ_{cij}} = (\varepsilon_n + \beta)a_1 + \alpha T_s \left[p_{c1} - \frac{2}{U^2}(RT_{ij} \times \right.$$

$$\times QM_{ij}) + \sum_{s=1}^{j} R_{is} \sum_{j=s}^{m_i} QM_{ij} \Big] + \frac{2\alpha}{U^2} T_s \left\{ \left[\sum_{l=1}^{j} (QJ_{cil} + \right.\right. \quad (9)$$

$$+ QM_{cil}) \sum_{s=1}^{l} R_{is} \Big] + \Big[\sum_{l=j+1}^{m_i} (QJ_{cil} +$$

$$\left.\left. QM_{cil}) \sum_{s=1}^{j} R_{is} \right] + QJ_{cij} \times RT_{ij} \right\} + \lambda = 0$$

$$\frac{\partial F}{\partial QM_{cij}} = (\varepsilon_n + \beta)a_2 + \alpha T_s \left[p_{c_2} - \right.$$

$$- \frac{2}{U^2} \sum_{s=1}^{i} R_{is} \sum_{j=s}^{m_i} QM_{ij} \Big] + \frac{2\alpha}{U^2} T_s \left\{ \left[\sum_{l=1}^{j} (QJ_{cil} + \right.\right. \quad (10)$$

$$+ QM_{cil}) \sum_{s=1}^{l} R_{is} \Big] + \Big[\sum_{l=j+1}^{m_i} (QJ_{cil} +$$

$$\left.\left. + QM_{cil}) \sum_{s=1}^{j} R_{is} \right] \right\} + \lambda = 0,$$

în care

$$T_s = \sum_{\nu=1}^{R} T_\nu \quad (11)$$

$$Q_{Mij} = \frac{1}{T_s} \sum_{\nu=1}^{R} Q_{ij\nu} \times T_\nu \quad (12)$$

Sistemul (8) de ecuaţii poate fi scris sub formă matricială :

$$[A]\ [X] = [B] \tag{13}$$

Aranjînd convenabil termenii ecuaţiilor (9) şi (10), se observă că matricea A este formată din n submatrici $[Ai]$ de ordinul 2 m_i ($i = 1, \ldots, n$) aşezate după diagonala acesteia, ai căror termeni sînt daţi de relaţiile :

$$a_{ijk} = a_{ij(k+m_i)} = \begin{cases} D \times \sum_{s=1}^{j} R_{is} & \text{pt. } j < k; \quad k = 1, \ldots, m_i \\ & k \neq j \\ D \times \sum_{s=1}^{k} R_{is} & \text{pt. } j > k; \quad k = 1, \ldots, m_i \\ & k \neq j \end{cases}$$

$$a_{ijk} = D \times \left(\sum_{s=1}^{j} R_{is} + RT_{ij} \right) \quad \text{pt.} \quad k = j \tag{14}$$

$$a_{ij(k+m_i)} = D \times \sum_{s=1}^{j} R_{is} \quad \text{pt.} \quad k = j$$

$$a_{i(j+m_i)k} = a_{i(j+m_i)(k+m_i)} = \begin{cases} D \times \sum_{s=1}^{j} R_{is} & \text{pt. } j \leqslant k; \quad k = 1, \ldots, m_i \\ & \\ D \times \sum_{s=1}^{k} R_{is} & \text{pt. } j > k; \quad k = 1, \ldots, m_i \end{cases} \tag{15}$$

$$i = 1, \ldots, n$$

Matricea $[A]$ este de ordinul :

$$NT = 2 \sum_{i=1}^{n} m_i + 1, \tag{16}$$

iar termenii :

$$\begin{aligned} &a_{i,NT} = 1 \\ &a_{NT,i} = 1 \qquad i = 1, \ldots, NT - 1 \\ &a_{NT,NT} = 0 \end{aligned} \tag{17}$$

Matricea $[B]$ este o matrice-coloană formată din n vectori coloană $[Bi]$, ai căror termeni sînt daţi de relaţiile :

$$\begin{cases} b_{ij} = (\varepsilon_n + \beta)\, a_1 + \alpha T_s \left[p_{c_1} - \dfrac{2}{U^2} \left(RT_{ij}\, Q_{Mij} + \sum_{l=1}^{j} R_{il} \sum_{n=l}^{m_i} Q_{Min} \right) \right] \\ b_{i(m_i+j)} = (\varepsilon_n + \beta) a_2 + \alpha T_s \left[p_{c_2} - \dfrac{2}{U^2} \sum_{l=1}^{j} R_{il} \sum_{n=1}^{m_i} Q_{Min} \right] \\ \qquad i = 1, \ldots, n; \quad j = 1, \ldots, m_i \\ b_{NT} = QCT \end{cases} \tag{18}$$

De asemenea, matricea $[X]$ este o matrice-coloană formată din n vectori-coloană $[X_i]$ cu specificaţia :

$$\begin{cases} X_{ij} = QJ_{cij} \\ Xi_{(m_i+j)} = QM_{cij} \qquad \begin{matrix} i = 1, \ldots, n \\ j = 1, \ldots, m_i \end{matrix} \\ X_{NT} = \lambda \end{cases} \tag{19}$$

În urma rezolvării sistemului de ecuaţii pot rezulta valori negative pentru X_{ij} (respectiv QJ_{cij}, QM_{cij}). În cazul acesta, conform algoritmului adoptat, dintre valorile negative se alege cea mai mare în valoare absolută şi i se atribuie valoarea 0, valoare pe care şi-o menţine pînă la sfîrşitul calculelor.

Se reiau calculele şi se determină o nouă soluţie $[X]$, în condiţiile numărului de argumente micşorat cu o unitate, iar ciclul se repetă pînă cînd soluţia $[X]$ nu mai conţine valori negative, obţinîndu-se astfel o metodă iterativă în care numărul de iteraţii este mai mic sau cel mult egal cu de două ori numărul posturilor de transformare :

$$N_{iteraţii} \leqslant 2 \sum_{i=1}^{n} m_i. \tag{20}$$

Faptul că s-a luat în considerare rezistența rețelei de alimentare nu are nici o influență, deoarece cheltuielile suplimentare anuale Z_s depind numai de pierderile de energie în rețeaua de alimentare, care sînt funcție de puterea însumată totală a condensatoarelor considerată cunoscută.

$$Z_{total} = Z + Z_s \qquad (21)$$

$$Z_s = \alpha \sum_{v=1}^{R} \frac{T_v}{U^2} R_{al} \left[\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} (Q_{ijv} - QJ_{cij} - QM_{cij}) \right]^2 = f\left[\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m_i} (QJ_{cij} + QM_{cij}) \right] = f(QCT). \qquad (22)$$

Pierderile de energie în rețeaua de alimentare trebuie luate în considerare în cazul în care este necesară determinarea cheltuielilor anuale totale de calcul sau în cazul în care puterea totală instalată a condensatoarelor nu este cunoscută, ci trebuie determinată și ea astfel încît să corespundă cu un minim al lui Z_{total}.

Conform acestei metodologii s-a elaborat un program de calcul pentru calculatorul IRIS-50, care determină puterile instalate ale condensatoarelor în fiecare post de transformare pe partea de joasă și pe partea de medie tensiune, astfel încît cheltuielile anuale de calcul Z să fie minime, și a cărui schemă simplificată este dată în figura 3.

Sarcinile reactive ale posturilor de transformare uzinale s-au luat în considerare sub forma unor funcții în trepte, numărul de trepte putînd merge pînă la 10.

În cazul în care condensatoarele de pe partea de joasă tensiune nu se instalează în post, ci lîngă consumator, termenul RT_{ij} va îngloba, pe lîngă rezistența transformatorului, și rezistența legăturii dintre post și consumator.

Notațiile folosite și coeficienții ε_n, β, p_{c_1}, p_{c_2}, a_1, a_2, α s-au luat conform „Instrucțiunilor pentru ameliorarea factorului de putere la consumatorii industriali și similari de energie electrică".

ANEXĂ

Exemplu de calcul

Folosind notațiile prezentate în lucrare, s-a efectuat un exemplu de calcul avînd ca date de intrare:

$N = 2$	$\nu = 2$;	$\varepsilon = 0{,}1$;	$\beta = 0{,}1$;
$\alpha = 0{,}2$ lei/kWh;	$a_1 = 50$ lei/ kVar;	$a_2 = 100$ lei/kVar;	$p_{c1} = 0{,}01$ kW/kVar;
$p_{c2} = 0{,}005$ kW/kVar;	$U = 6$ kV;	$QCT = 900$ kVar;	$N_z = 360$

De asemenea, ținînd seamă de schema din figura 2, s-au considerat:

$R_{11} = 0{,}5\,\Omega$	$R_{12} = 1\,\Omega$	$R_{21} = 1{,}5\,\Omega$
$RT_{11} = 1\,\Omega$	$RT_{12} = 2\,\Omega$	$RT_{21} = 1\,\Omega$
$Q_{111} = 200$ kVar	$Q_{112} = 300$ kVar	$Q_{121} = 400$ kVar
$Q_{122} = 300$ kVar	$Q_{211} = 500$ kVar	$Q_{212} = 400$ kVar

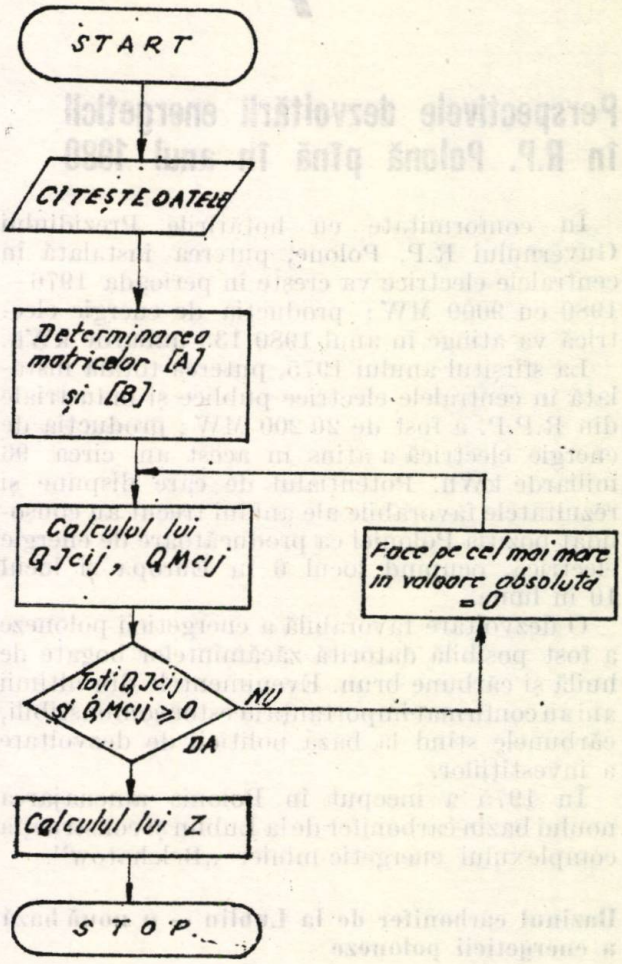


Fig. 3

S-a considerat pentru puterea reactivă un grafic cu două trepte, valorile lui Q fiind date mai sus, iar ca timp, cele două trepte avînd:

$$T_1 = 9{,}2 \text{ h}; \quad T_2 = 14{,}8 \text{ h}.$$

În urma calculului s-a obținut:

$QM_{c11} = 0$	$QM_{c12} = 0$	$QM_{c21} = 0$
$QJ_{c11} = 193{,}75$ kVar	$QJ_{c12} = 314{,}58$ kVar	$QJ_{c21} = 391{,}67$ kVar

Deci pentru cazul luat în considerare este optim să se facă compensarea numai pe partea de joasă tensiune, prin instalarea de condensatoare statice, pînă la valorile indicate mai sus.

Bibliografie

[1] Cazac, N. A. *Calculul tehnico-economic al compensării puterii reactive în instalațiile electrice ale întreprinderilor industriale.* În: Elektricestvo, nr. 12, 1961.

[2] Zuhovițki, S. I., Leifman, L. E. și Meșeli, B.S. *Despre repartizarea optimă a condensatoarelor în rețelele întreprinderilor industriale.* În: Elektricestvo, nr. 7, 1964.

[3] Glazunov, A. A., Nguen, H. și Stroev, V.A. *Despre compensarea volumetrică rațională din punct de vedere economic în rețelele întreprinderilor industriale.* În: Elektricestvo, nr. 3, 1968.

[4] x x x *Instrucțiuni privind ameliorarea factorului de putere la consumatorii industriali și similari de energie electrică.* PE 43–67.

(Articol intrat în redacție la 18 februarie 1975)

Perspectivele dezvoltării energeticii în R.P. Polonă pînă în anul 1980

În conformitate cu hotărîrile Prezidiului Guvernului R.P. Polone, puterea instalată în centralele electrice va creşte în perioada 1976—1980 cu 9000 MW; producţia de energie electrică va atinge în anul 1980 135 miliarde kWh.

La sfîrşitul anului 1975, puterea totală instalată în centralele electrice publice şi industriale din R.P.P. a fost de 20 200 MW; producţia de energie electrică a atins în acest an circa 96 miliarde kWh. Potenţialul de care dispune şi rezultatele favorabile ale anului trecut au consolidat poziţia Poloniei ca producătoare de energie electrică, ocupînd locul 6 în Europa şi locul 10 în lume.

O dezvoltare favorabilă a energeticii poloneze a fost posibilă datorită zăcămintelor bogate de huilă şi cărbune brun. Evenimentele din ultimii ani au confirmat importanţa acestor combustibili, cărbunele stînd la baza politicii de dezvoltare a investiţiilor.

În 1975 a început în Polonia amenajarea noului bazin carbonifer de la Lublin şi construcţia complexului energetic-minier „Belchatow".

Bazinul carbonifer de la Lublin — o nouă bază a energeticii poloneze

După efectuarea unor prospecţiuni geologice detaliate în partea de nord-est a Poloniei, s-au descoperit, în voievodatul Lublin, zăcăminte de huilă cu înalte calităţi energetice, evaluate la circa 40 miliarde tone. Din bazinul carbonifer de la Lublin a fost destinat pentru amenajări miniere un teren cuprinzînd 13 miliarde tone cărbune, în mijlocul căruia se află în curs de construcţie prima mină-pilot. Mina va începe să producă în 1977. Pentru anul 1980 se prelimină o producţie de 1 milion de tone, iar în 1990 bazinul carbonifer de la Lublin va produce peste 24 milioane tone, ceea ce va reprezenta, în acel an, 10% din extracţia totală de huilă a Poloniei.

În viitor, bazinul carbonifer de la Lublin va furniza energie pentru partea de est şi nord-est a Poloniei. În comparaţie cu aprovizionarea cu cărbune din Silezia şi din bazinul silezian, deschiderea noului bazin carbonifer de la Lublin va însemna scurtarea drumului combustibilului pînă la centralele eletrice cu peste 160 km.

Această hotărîre puţin obişnuită de a amenaja în ultimul sfert al secolului XX în Europa un nou bazin carbonifer îşi găseşte explicaţia în faptul că Polonia este o ţară cu vechi tradiţii miniere, cu specialişti de înaltă calificare în domeniul industriei miniere, dispune de o bază pentru cercetări ştiinţifice şi o industrie producătoare de maşini miniere dezvoltată. În afară de aceasta, profilarea energeticii poloneze pe producţia de huilă şi cărbune brun are o justificare economică, Polonia avînd zăcăminte reduse de ţiţei şi gaze naturale şi un potenţial hidroenergetic redus; construcţia de centrale nuclearoelectrice este foarte costisitoare. În 1975, centralele termoelectrice şi de termoficare publice din Polonia au consumat circa 38 milioane tone de huilă şi 34 milioane tone de cărbune brun. Peste 96% din energia electrică produsă de centralele publice se bazează pe huilă şi cărbune brun. În condiţiile din Polonia, datorită resurselor de combustibili solizi şi industriei miniere dezvoltate, energia provenită din cărbune este relativ cea mai ieftină.

Noile mine de cărbune energetic au în Polonia o amplasare care înlesneşte alimentarea centralelor electrice. De exemplu, cea mai mare mină de huilă din Europa, mina -„Piast" din Tychy, pusă în funcţiune în decembrie 1975, cu o producţie finală de 24 000 tone în 24 ore, va alimenta centrala electrică din Polaniec, pe Vistula. Mina „Piast" se află la o distanţă de 3,5 km de Vistula şi, odată cu regularizarea cursului superior al fluviului, huila va fi transportată cu benzi transportoare pe şlepuri şi spre centrala electrică.

În politica energetică a Poloniei se observă, de asemenea, revenirea la cărbunele brun. Acest combustibil, pînă nu de mult secundar, dobîndeşte o importanţă din ce în ce mai mare. În privinţa cărbunelui brun, Polonia ocupă pînă acum locul 5 din lume cu o extracţie de 40 milioane tone pe an. În viitor se prelimină creşterea de 3 ori a producţiei de cărbune brun datorită zăcămintelor bogate de care dispune şi amplasării lor favorabile. În 1990, carierele de cărbune brun vor produce cel puţin 120 milioane de tone pe an. În schimb, huila va fi mai larg folosită pentru prelucrare în gaze de sinteză, cocs, semiproduse înnobilate etc.

Dezvoltînd industria energetică pe bază de cărbune, Polonia a manifestat preocuparea cuvenită şi pentru protecţia mediului înconjurător. Acum 11 ani, în oraşelul Pszczyna din Silezia a fost iniţiată producţia de electro-

filtre pentru centrale termoelectrice. Înalta calitate a acestor utilaje (ele reţin cenuşa din gazele de ardere într-un procent de 99,4%) le-a deschis accesul chiar pe pieţele externe. Pe lîngă centralele termoelectrice mari, se deschid în Polonia şi fabrici mari de prefabricate, cenuşa reţinută reprezentînd un valoros material de construcţie.

Energie electrică produsă din cărbunele brun

Cele trei decenii de după război au însemnat pentru Polonia un salt înainte în domeniul prospectării, cercetării şi amenajării resurselor de cărbune brun. Producţia a crescut de la 9,3 milioane tone în 1960 la 40 milioane tone în 1974. În principiu, cărbunele brun extras este destinat integral alimentării centralelor amplasate în apropierea carierelor. Astfel, au fost construite complexe mari energetice-miniere, ca : Turów, cu o putere instalată de 2000 MW, Konin — 685 MW, Adamow — 680 MW şi Patnow — 1200 MW. Ponderea cărbunelui brun în producţia de energie electrică a Poloniei va creşte la 35% şi mai mult, odată cu punerea în funcţiune a celei mai mari investiţii din istoria energeticii poloneze — complexul energetic-minier Belchatow.

La zăcămintele de cărbune brun descoperite în Polonia centrală, lîngă Lodz, şi evaluate la 2 miliarde tone, vor fi construite două cariere, Belchatow şi Szczercow. Cărbunele din aceste mine va alimenta cele două centrale din apropiere cu o putere totală de peste 8000 MW şi o producţie anuală de energie electrică de 40 miliarde kWh. Sala maşinilor a centralei Belchatow va fi echipată cu 12 turbine de mare putere. Prima dintre ele va fi pusă în funcţiune în 1980. Planul de perspectivă prevede că puterea totală a centralelor electrice construite pînă în 1990 în Polonia centrală va fi 8600 MW, ceea ce reprezintă circa 50 % din puterea totală a centralelor electrice poloneze din 1973.

Factorii decisivi în obţinerea unor indici economici buni la centralele Belchatow sînt distanţele dintre ele şi centrele industriale pe care le alimentează. Centralele menţionate vor fi amplasate în partea centrală a ţării. La distanţă de 150 km de aceste centrale se află cele mai mari platforme industriale din Polonia. Această situaţie determină o însemnată diminuare a investiţiilor pentru linii electrice, alimentarea realizîndu-se la 220 şi 400 kV.

Stabilitatea funcţionării sistemului electroenergetic polonez se va îmbunătăţi, datorită poziţiei centrale a celui mai mare complex de centrale electrice din Polonia.

Blocurile energetice instalate în centralele electrice de la Belchatow vor fi compuse din cazane pe cărbune brun cu trecere forţată, de circa 1150 t/h, 190 at, 540/540°C, din turboagregate cu condensaţie de 360 MW, 180 at, 535/535°C şi transformatoare bloc trifazice de 420 MVA, 240 kV, toate utilajele fiind de producţie poloneză.

Cărbunele va fi transportat de la carieră la centrale cu ajutorul unor benzi transportoare cu lăţimea de 1800 mm, viteza de 5,24 m/s şi capacitatea de 6400 tone/h.

Centralele de la Belchatow, avînd fiecare o putere de peste 4000 MW, se află de asemenea în fruntea centralelor pe bază de cărbune brun, ca de exemplu : Boxberg — R.D.G. (3400 MW), Niederaussem — R.F.G. (2700 MW) şi Frimmersdorf — R.F.G. (2600 MW).

Se prevede folosirea în viitor de către industria energetică a zăcămintelor de cărbune brun aflate în apropierea bazinului cuprifer de la Legnica, în Silezia de Jos.

Centrale hidroelectrice cu pompaj

Folosind condiţiile prielnice date, în Polonia se realizează centrale hidroelectrice cu pompaj pentru energie de vîrf. În afară de turboagregatele reversibile din Bieszczady şi Pomerania, care sînt deja puse în funcţiune şi au un randament bun, se află în curs de construcţie centrale hidroelectrice mari de acest gen la Porebka (regiunea Bielsko-Biala), Gora Zar (500 MW), Zarnowiec (680 MW) şi în regiunea Lacului Zarnowieckie, în Pomerania — Gdansk. În proiectare se află şi alte obiective mari de investiţii de acest gen. Ele sînt necesare pentru funcţionarea eficientă a sistemului energetic şi pentru livrarea de energie electrică de frecvenţă şi tensiune constantă.

După cum se ştie, la construcţia centralelor hidroelectrice de acest gen se foloseşte diferenţa de nivel între două rezervoare de apă, de exemplu lacuri sau rezervoare artificiale. Centralele hidroelectrice cu pompaj folosesc energia mai ieftină din timpul nopţii, a zilelor nelucrătoare, sărbătorilor etc. ; în aceste perioade, ele pompează apa în rezervoarele superioare. Energia este restituită în orele de vîrf, cînd aceasta este cea mai necesară şi costisitoare. Ceea ce este cel mai important, centralele reversibile cu pompaj se pot pune în funcţiune în cîteva secunde, reprezentînd rezervă în caz de avarii sau de perturbaţii în sistemul energetic.

Centralele nucleoroelectrice

Cu toate că energetica poloneză are o bază de cărbune puternică, Polonia începe să construiască şi centrale nuclearoelectrice. Lucrările legate de pregătirea prototipului sînt avansate ; el urmează să fie situat pe Lacul Zarnowieckie, la 22 km de Wejherowo. Lucrările de construcţie vor începe la jumătatea anului 1976. În partea nordică a lacului va fi construit un baraj, de-a lungul malului estic se va afla canalul de eva-

cuare pentru apa de răcire, cu o lățime de 120 metri. Construirea clădirii centralei va începe în anul 1978. Utilajele și echipamentul nuclear vor fi livrate din U.R.S.S. Punerea în funcțiune a primului bloc este prevăzută pentru anii 1981—1983. Pînă în anul 1985, centrala de la Zarnowiec va atinge puterea finală a celor patru blocuri cu reactoare VVER de 440 MW.

Pregătirea specialiștilor pentru construirea acestei centrale are loc în prezent prin participarea acestora la construirea unor centrale asemănătoare în R.D.G. și U.R.S.S. Viitorii energeticieni polonezi folosesc într-o mare măsură reactorul nuclear „Maria", construit la Institutul de cercetări nucleare din Swierk, lîngă Varșovia. Datorită caracterului său universal, el servește la cercetarea materialelor de construcții și a combustibilului pentru viitoarele reactoare energetice. Se prelimină că pînă în anul 1990 puterea totală a centralelor nuclearoelectrice va fi de 8500 MW, cuprinzînd și blocuri de 1000 MW.

Atît energeticienii, cît și constructorii, se pregătesc pentru construirea noii centrale nuclearoelectrice. Pentru aceasta sînt necesare utilaje speciale, în producția cărora Polonia se va specializa în cadrul CAER. Aici se pot menționa generatoarele de abur, stabilizatoarele de presiune, schimbătoarele de căldură, armături pentru conducte etc.

Utilaje energetice noi

Cincinalul 1976—1980 va aduce schimbări esențiale în modul de producere a energiei electrice în Polonia. Pentru prima dată vor fi puse în funcțiune blocuri de 500 MW. În centrala electrică de la Kozienice, pe Vistula, vor fi instalate turbogeneratoare livrate de Uzinele „Elektrosila" din Leningrad, cu care centrala va atinge puterea de 2600 MW.

Se vor produce totuși modificări calitative, datorită asimilării producției de blocuri mai mici, și anume de 360 MW, fabricate de uzinele „Zamech"din Elblag. În următorii ani, Polonia se va specializa în fabricarea lor. Primul bloc de 360 MW va fi pus în funcțiune în 1979, la centrala electrică „Opole" și apoi vor fi instalate asemenea unități în toate centralele termoelectrice mai mari din Polonia. Se analizează posibilitatea fabricării în Polonia, în cooperare cu țările membre ale CAER, a turbinelor de 750 MW.

Un factor favorabil în dezvoltarea industriei energetice în Polonia, în afară de baza puternică de combustibil, îl constituie potențialul industrial ridicat al țării. Polonia dispune de mari uzine producătoare de turbine cu abur, de condensație și de termoficare. În ultimele trei decenii, uzinele „Zamech" din Elblag au produs peste 580 de turbine, totalizînd aproape 14000 MW. Se pregătește de asemenea producția de generatoare (Dolmel-Wroclaw), cazane (Rafako), transformatoare și alte utilaje necesare pentru echiparea centralelor electrice.

Un element de primă importanță în producția de generatoare este cuprul electrolitic polonez de înaltă puritate. Lîngă Cracovia a fost pusă în funcțiune o mare fabrică de tablă pentru transformatoare. În continuă dezvoltare și modernizare se află și fabricile de pompe, ventilatoare și alte utilaje energetice. În general, Polonia folosește propriul potențial la proiectarea, construcția și dotarea centralelor electrice. Obiectivele de investiții din domeniul energeticii constituie de asemenea specialitatea Poloniei la export. Specialiștii polonezi construiesc și echipează centrale electrice din Iugoslavia, R.S.C., R.D.G., Turcia și alte țări.

Un beneficiar important al turbinelor de termoficare poloneze a devenit Finlanda, unde Polonia construiește patru centrale de termoficare. În paralel, an de an, crește exportul polonez de energie electrică în țările membre ale CAER, în Austria și Elveția. În 1973, Polonia a exportat 1,8 miliarde kWh, iar în 1974 — 3,2 miliarde kWh.

Schimburile permanente de energie electrică se desfășoară prin intermediul sistemului energetic „Pacea" al țărilor membre CAER. În schimburile poloneze de energie predomină exportul. Pe baza acordurilor de lungă durată sînt importate numai unele cantități de energie din U.R.S.S.

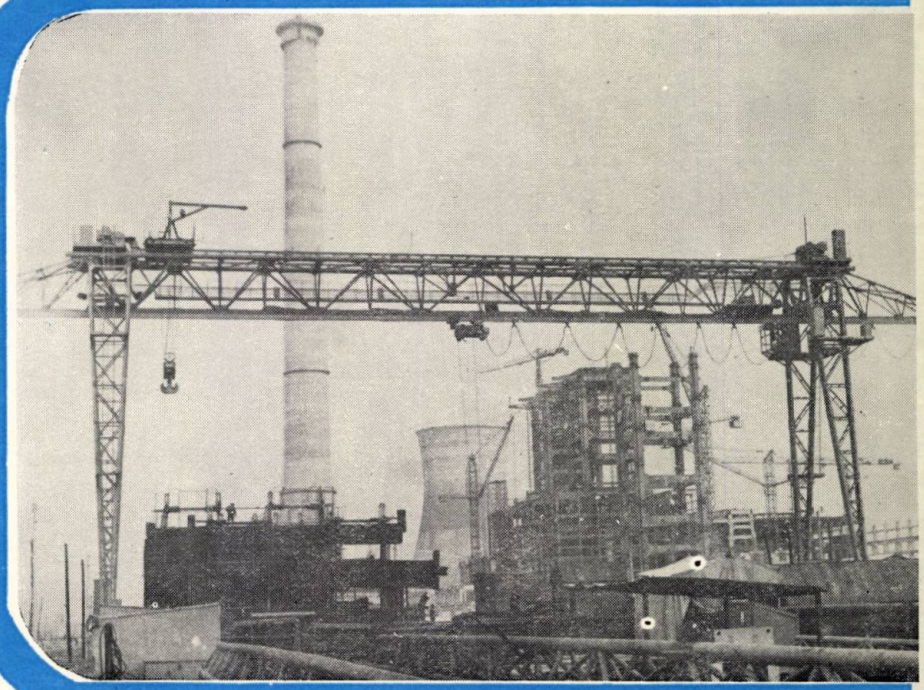
După punerea în funcțiune în 1978 a liniei de 750 kV care va lega Winnica, din U.R.S.S., cu Albertirsze, lîngă Budapesta, puterea sistemului energetic „Pacea" va crește la 150 000 MW.

Ing. Boleslaw Bartoszek,
subsecretar de stat
în Ministerul Minelor și Energeticii

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16, Sectorul 4. Telefon: 166560. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01. BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. „Informația" c. 1145

TRUSTUL Energomontaj



EXECUTĂ MONTAREA, PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE ŞI DAREA ÎN EXPLOATARE A ECHIPAMENTELOR ŞI INSTALAŢIILOR ENERGETICE PENTRU CENTRALE TERMOELECTRICE ŞI HIDROELECTRICE

Echipamente şi instalaţii pentru centrale termoelectrice şi centrale electrice de termoficare :
- cazane de abur de mare capacitate şi parametri înalţi de funcţionare
- turbine cu abur de puteri unitare pînă la 345 MW
- instalaţii de combustibil pentru cărbuni, păcură, gaze
- alte instalaţii termomecanice şi mecanice aferente centralelor termoelectrice: recipiente, conducte, pompe etc.

Echipamente şi instalaţii pentru centrale hidroelectrice şi instalaţii hidrotehnice :
- turbine hidraulice de orice tip, pînă la puteri unitare de 176 MW
- conducte forţate ;
- echipamente şi alte instalaţii hidromecanice şi mecanice pentru centrale hidroelectrice şi termoelectrice
- echipamente şi instalaţii pentru ecluze

Echipamente şi instalaţii electrice pentru centrale termoelectrice şi hidroelectrice, staţii electrice şi instalaţii speciale :
- instalaţii de comutaţie primară pînă la tensiunea de 400 kV inclusiv
- instalaţii de servicii interne în centrale şi staţii electrice
- instalaţii de comutaţie secundară
- instalaţii de automatizare

Bucureşti, Calea Dorobanţi nr. 105, Telefon 79.70.20, telex 335

1976 OKT 26

R

REFERALVA

MW

5

energetica

VOLUMUL XXIV

BUCUREȘTI

MAI 1976

0 6 12 18

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

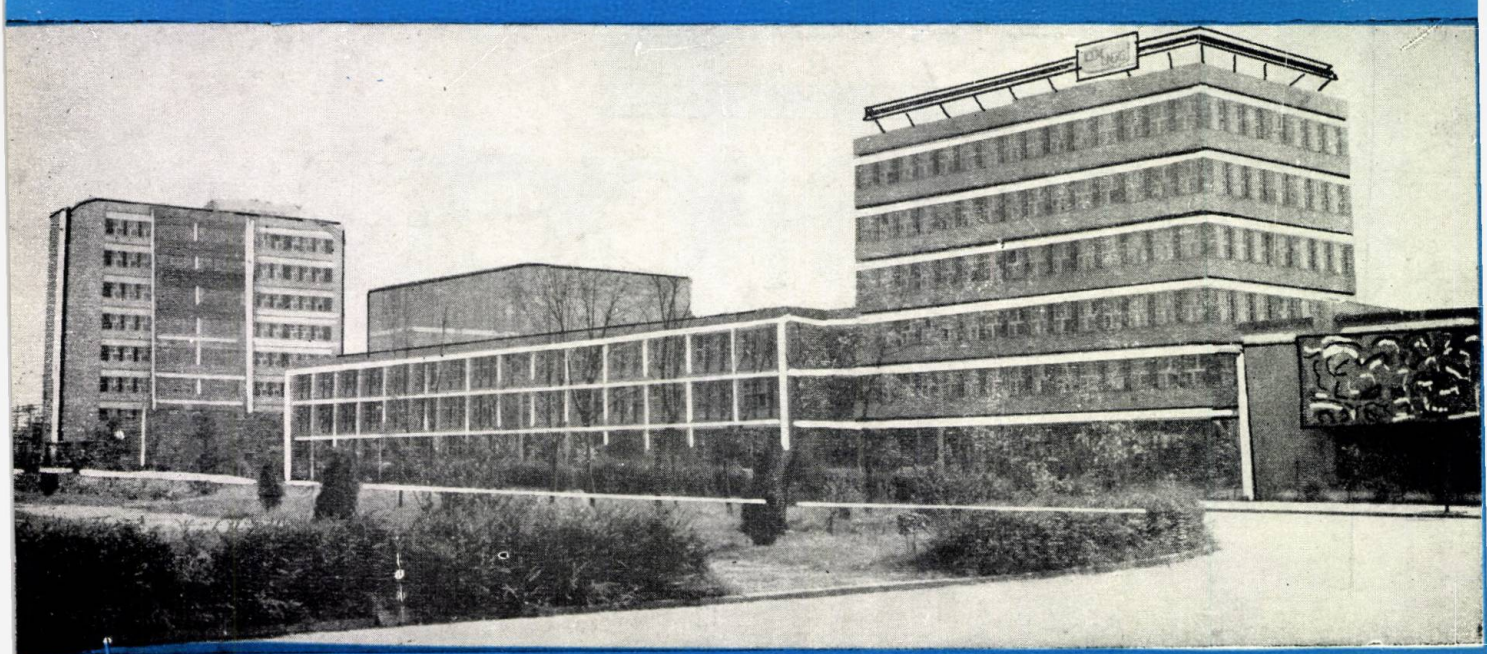
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS SZOLGÁLAT 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 5 mai

Cuprinsul

		pag.
A. Leca, I. Prisecaru, N. Stan şi *P. Ghiţescu*	**Analiza bilanţurilor termice la rezervoarele de produse încălzite**	141—146
N. Vasilescu	**Transmisia căldurii prin doi pereţi plani paraleli, între care circulă un fluid**	146—155
E. Gatman şi *M. Popa*	**Corelaţii între compoziţia mineralogică şi comportarea în procesele termoenergetice a materialelor cărbunoase exploatate din bazinul Oltenia-nord**	155—158
L. Mihăescu	**Modele fizico-matematice pentru arderea unui nor de praf de cărbune. Contribuţii la influenţa curbei granulometrice**	159—167
P. Iancovici, G. Manea şi *D. Drăgan*	**Probleme privind încadrarea în sistem a compensatoarelor sincrone de 60 Mvar**	168—172
D. Pătrăşescu	**Unele aspecte ale corelării nivelurilor de scurtcircuit din reţelele de distribuţie cu curenţii de pornire, respectiv de autopornire, ai motoarelor**	172—175
N. Terchilă	**Metode şi aparate moderne pentru localizarea defectelor în cablurile electrice de forţă**	176—180

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.039.534: 536.24: 612.014.4

Лека, А., Присекару, И., Стан, Н. и *Гицеску, П.*: **Анализ тепловых балансов хранилищах для подогреваемых продуктов (веществ)**

Вычисление потерь тепла окружающей средой в хранилищах для подогретых продуктов и технико-экономическое справдание их тепловой изоляции.

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 141–166

ДК 621.3.036: 536.24

Василеску, Н.: **Теплопередача через две плоские параллельные стенки, между которыми циркулирует жидкость**

Теоретическая особенность определения количества тепла, принятого возвратной жидкостью из общего количества тепла, переданного из подогретого помещения стенке, подверженной анализу. Оцениваются случаи предела теплопередачи и представлен пример расчета.

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 146–155

ДК 621.1: 553.9

Гатман, Е. и *Попа, М.*: **Связь между минералогическим составом и поведением в теплоэнергетических процессах материалов с содержанием углей, эксплуатированных в бассейне Олтения-норд**

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 155–158

ДК 621.1: 662.66: 519.2

Михэеску, Л.: **Физико-математические модели, касающиеся сжигания облака угольной пыли. Новые данные, относительно влияния гранулометрической кривой**

Представлено современное состояние исследований, касающихся сжигания облака с содержанием угольных частиц, а также некоторые опытные показания, имеющие своей основой эти физико-математические модели.

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 159–167

ДК 621.311

Янкович, П., Маня, Г. и *Дрэган, Д.*: **Проблемы, касающиеся включения в систему синхронных компенсаторов 60 мгвар**

Статья касается включения и рабочих режимов синхронных компенсаторов 60 мгвар в государственной энергетической системе. Предсртавляются также их параметры и структура системы регулирования возбуждения.

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 168–172

ДК 621.313: 621.3.014: 62–18

Пэтрэшеску, Д.: **Некоторые аспекты соотношения уровней короткого замыкания в распределительных сетях с токами пуска, соответственно автоматического пуска моторов**

Способ учитывания содействия моторов пуска и автоматического пуска в распределительных сетях, а также соотношения с уровнями короткого замыкания с целью корректной размерности сетей, включительно аппаратуры.

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 172–175

ДК 621.315.004.6

Тэркилэ, Н.: **Методы и современные аппараты по локализации неисправностей в электрических силовых кабелях**

Energetica 24 (1976), №. 5, стр. 176–180

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.039.534:536.24.612.014.4

Leca, A., Prisecaru, I., Stan, N. und *Ghițescu, P.*: **Wärmebilanz-analyse bei geheizten Flüssigkeitsbehältern**

Die Berechnung der Wärmeverluste durch Ausstrahlung in die Umgebung und die technisch-ökonomische Begründung einer wärmetechnischen Isolierung der Behälter zur Aufbewahrung warmer Flüssigkeiten bilden den Gegenstand dieses Beitrags.

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 141–146

DK 612.3.036:536.24

Vasilescu, N.: **Wärmeübertragung durch zwei flüssigkeitführenden flachparallelen Wandungen**

Es wird die theoretische Bestimmungsmöglichkeit des durch die Rückgewinnungsflüssigkeit aus der gesamten Wärmemenge übernommenen Wärmeanteils untersucht, der aus dem geheizten Raum an die betrachtete Wandung übertragen wird. Ferner werden die bei der Wärmeübertragung bestehenden Grenzfälle besprochen und ein Berechnungsbeispiel wird angeführt.

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 146–155

DK 621.1:553.9

Gatman, E. und *Popa, M.*: **Der Zusammenhang zwischen der mineralogischen Zusammensetzung und dem wärmetechnischen Verhalten der im Oltenia-Nord-Becken gewonnenen kohleführenden Stoffe**

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 155–158

DK 621.1:662.66:519.2

Mihăescu, L.: **Zur Frage der mathematisch-physischen Modellierung des Brennprozesses einer Kohlenstaubwolke und der Einfluss der granulometrischen Kurve**

Es wird der gegenwärtige Stand der Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Modellierung des Brennprozesses einer Kohlenstaubwolke sowie die als Grundlage der Modellierung dienenden Erkenntnisse behandelt.

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 159–167

DK 621.311

Iancovici, P., Manea, G. und *Drăgan, D.*: **Fragen beim Verbundnetzbetrieb mit 60-Mvar-Synchronkompensatoren**

Der Artikel bezieht sich auf die Einschaltung in das nationale Verbundnetz und die Fahrweise der 60-Mvar-Synchronkompensatoren. Ferner werden die Betriebsparameter und die Zusammensetzung des Regelsystems der Erregung angegeben.

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 168–172

DK 621.313: 621.3.014: 62–18

Pătrășescu, D.: **Zur Abstimmung der Kurzschlusspegel in den von Motoranlauf-und Selbstanlaufströmen durchflossenen Verteilungsnetzen**

Gegenstand des Beitrages ist die Berücksichtigungsweise der in den Verteilungsnetzen auftretenden Motoranlauf- und wiederanlaufströme und ihres Einflusses auf die Kurzschlusspegelabstimmung im Interesse einer richtigen Bemessung der Netze und Schaltgeräte.

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 172–175

DK 621.315.(0)1.6

Terchilă, N.: **Moderne Verfahren und Geräte zur Fehlerortung in den Starkstromkabelleitungen**

Energetica 24 (1976), H. 5, S. 176–180

SOMMAIRE

CD 621.039.534: 536.24: 612.014.4

Leca, A., Prisecaru, I., Stan, N. et *Ghițescu, P.* : **L'analyse des bilans thermiques aux réservoirs de produits réchauffés**

Le calcul des pertes de chaleur dans le milieu ambiant des réservoirs de produits réchauffés et la motivation technique-économique de leurs isolations thermiques.

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 141–146

CD 621.3.036: 536.24

Vasilescu, N. : **La transmission de chaleur par deux parois plans et parallèles, parmi lesquels passe un fluide**

La modalité théorique de déterminer la quantité de chaleur assimilée par le fluide récupérateur de la quantité totale de chaleur transmise de l'enceinte réchauffée au parois soumis à l'analyse. On considère les cas-limite de transmission de chaleur et on présente un exemple de calcul.

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 146–155

CD 621.1: 553.9

Gatman, E. et *Popa, M.* : **Corrélations entre la structure minéralogique des matériaux avec de teneur en charbon extraits du bassin Oltenia-Nord et leur comportement dans le processus thermo-énergétique**

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 155–158

CD 621.1: 662.66: 519.2

Mihăescu, L. : **Modèles physico-mathématiques concernant la combustion d'un nuage de poussière. Contributions à l'influence de la courbe granulométrique**

On présente l'état actuel des recherches concernant la combustion d'un nuage de particules de charbon et aussi d'autres démonstrations qui sont mises à la base de ces modèles physico-mathématiques.

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 159–167

CD 621.311

Iancovici, P., Manea, G. et *Drăgan, D.* : **Problèmes concernant l'intégration dans le réseau énergétique national des compensateurs synchrones de 60 Mvar**

L'article se réfère à la connexion et aux régimes de fonctionnement des compensateurs synchrones de 60 Mvar du réseau énergétique national. On présente aussi leurs paramètres et la structure du système de réglage de l'excitation.

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 168–172

CD 621.313; 621.3.014: 62–18

Pătrășescu, D. : **Quelques aspects de la corrélation des niveaux de court-circuit dans les réseaux de distribution avec les courants de démarrage et d'autodémarrage des moteurs**

La manière d'éstimer la contribution des moteurs de démarrage et redémarrage dans les réseaux de distribution et la corrélation avec les niveaux de court-circuit ayant comme but de fixer les dimensions correctes des réseaux, y compris l'appareillage.

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 172–175

CD 621.315.004.6

Terchilă, N. : **Méthodes et appareillages modernes pour déterminer les défauts dans les câbles électriques de force**

Energetica 24 (1976), no. 5, p. 176–180

CONTENTS

DC 621.039.534: 536.24: 612.014.4

Leca, A., Prisecaru, I., Stan, N. et *Ghițescu, P.* : **Analysis of thermal balances at heated products reservoirs**

Calculation of heat losses in the environment of the heated products reservoirs and the technical-economical justification of their thermal insulation.

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 141–146

DC 621.3.036: 536.24

Vasilescu, N. : **Heat transfer through two plane parallel walls with liquid circulation in between**

The theoretical determination manner of the heat quantity overtaken by the recuperating liquid from the total heat quantity transmitted from the inside of the analysed wall. The transfer limit cases are appreciated and a calculation example is presented.

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 146–155

DC 621.1: 553.9

Gatman, E. and *Popa, M.* : **Interrelationship among the mineralogic composition and the behaviour during thermal power processes of coals from the North-Oltenia Basin**

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 155–158

DC 621.1.662.66: 519.2

Mihăescu, L. : **Physical-mathematical models concerning coal dust burning. Contributions upon the granulometric curve influence**

The present stage of researches concerning a cloud of coal dust burning is presented, as well as some demonstrations which these physical-mathematical models are based upon.

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 159–167

DC 621.311

Iancovici, P., Manea, G. and *Drăgan, D.* : **Problems regarding system framing of synchronous compensators of 60 Mvar**

The article refers to connection and operation states of 60 Mvar synchronous compensaters in the national power system. Their parameters and the excitation control system structure are presented as well.

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 168–172

DC 621.313: 621.3.014: 62–18

Pătrășescu, D. : **Some aspects regarding short-circuit levels correlations from distribution networks with starting and self-starting currents, for motors**

Manner to consider the contribution of motors at starting and restarting in distribution networks and correlation with the short-circuit levels, in order to correctly dimension networks, including the equipment.

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 172–175

DC 621.315.004.6

Terchilă, N. : **Modern methods and equipment for fault location in electric powerful cables**

Energetica 24 (1976), nr. 5, p. 176–180

Analiza bilanțurilor termice la rezervoarele de produse încălzite

Dr. ing. **A. Leca**,
Ing. **I. Prisecaru**,
Ing. **N. Stan**,
Dr. ing. **P. Ghițescu***)

În industria petrochimică, la centralele electrice folosind combustibili lichizi și în alte ramuri ale economiei naționale, o problemă deosebită o prezintă transportul și depozitarea produselor lichide cu puncte scăzute de congelare sau cu viscozități mari la temperatura ambiantă, care sînt transportate și depozitate în stare caldă. Depozitarea acestor produse se face în rezervoare metalice de mare capacitate, iar încălzirea lor se realizează cu ajutorul unei suprafețe de schimb de căldură, sub formă de serpentină, introdusă la partea inferioară a rezervorului, prin care circulă abur de joasă presiune (5—6 kgf/cm^2). Nu se folosește abur cu presiune mai ridicată, atît din motive de economie, cît și din cauza temperaturilor de condensare mai înalte, care pot produce degradarea produselor pe suprafețele calde.

Cantitățile de căldură folosite în scopul încălzirii și menținerii în stare caldă a produselor amintite totalizează valori anuale importante; analiza modului de consum, precum și întreținerea și exploatarea corectă a instalațiilor aferente reprezintă surse de economii însemnate de căldură.

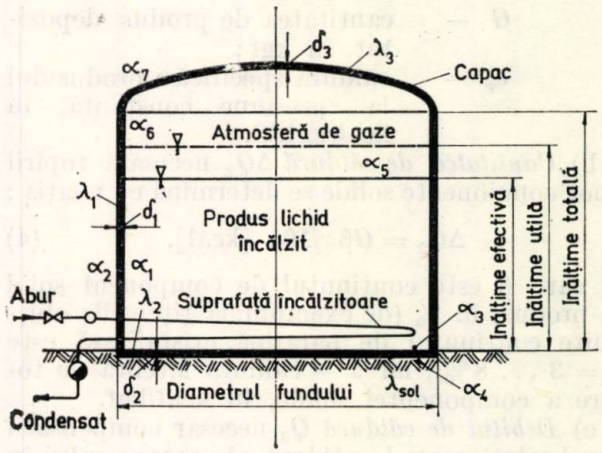
Problema a fost cercetată în cadrul Catedrei de centrale electrice de la Institutul politehnic București, care a întocmit o metodologie și a efectuat bilanțuri termice reale și optimale pentru rezervoare de produse încălzite.

1. Principii de calcul al bilanțului termic la rezervoarele de produse încălzite

În general, bilanțul energetic se referă la un anumit contur închis, care cuprinde limitele intrărilor și ieșirilor fluxurilor de energie. Pentru bilanțurile rezervoarelor de produse încălzite, conturul închis îl constituie suprafața exterioară a fiecărui rezervor. Elementele necesare întocmirii bilanțurilor energetice se determină atît pe bază de măsurători efectuate special, cît și pe bază combinată, de măsurători și calcule teoretice și statistice. Dintre datele necesare întocmirii bilanțurilor termice la rezervoarele de produse încălzite amintim: caracteristicile geometrice ale rezervorului (diametrul interior mediu, înălțimea efectivă și utilă de umplere, diametrul exterior, grosimea peretelui, suprafața laterală a capacului și a fundului), date privind suprafața de schimb de căldură a serpentinelor, condiții de amplasare, condiții meteorologice de calcul, consumuri de abur, precum și caracteristicile produsului stocat (greutate specifică, punct de congelare, viscozitate, temperaturi de stocare etc.).

Se face precizarea că pentru calculul termic al rezervoarelor cu încălzire pe perioade lungi (eventual anuale), se adoptă ca temperatură exterioară media pe perioada respectivă a temperaturilor exterioare zilnice. Aceasta se datorește inerției termice mari a rezervoarelor, a căror temperatură de depozitare este sensibilă la variații medii zilnice (și nu orare) ale temperaturii exterioare.

În figura 1 se prezintă schița unui rezervor de produs încălzit, cu indicarea principalelor mărimi care intervin în calculul bilanțului termic. În forma cea mai simplă, ecuația bilanțului termic se scrie $Q_i = Q_e$, în care Q_i este



1. Principalele dimensiuni constructive și mărimi ale calculului termic la un rezervor de produs încălzit.

suma cantităților de căldură intrate în conturul bilanțului, iar Q_e — suma cantităților de căldură ieșite din contur.

În cazul unui rezervor cu produs stocat, cantitatea de căldură ΔQ consumată în operația de încălzire este:

$$\Delta Q = \Delta Q_1 + \Delta Q_2 + \Delta Q_3 + \Delta Q_4 \text{ [kcal]}, \quad (1)$$

unde:

ΔQ_1 este căldura necesară ridicării temperaturii produsului în vederea depozitării;
ΔQ_2 — căldura necesară topirii unor componente solide (de exemplu, parafina cristalizată din anumite produse petroliere);
ΔQ_3 — căldura necesară compensării pierderilor de căldură în mediul ambiant;
ΔQ_4 — căldura necesară ridicării temperaturii produsului în vederea descărcării din rezervor.

* Dr. ing. Aureliu Leca este conferențiar la Catedra de centrale electrice, Facultatea de energetică, Institutul politehnic București; ing. Ilie Prisecaru, ing. Nicolae Stan și dr. ing. Petre Ghițescu sînt asistenți la aceeași catedră.

În regim termic stabilizat : $\Delta Q_1 = 0$, $\Delta Q_2 = 0$, $\Delta Q_4 = 0$, astfel încît ecuația de bilanț termic (1) raportată la 1 h devine :

$$Q = Q_3 \text{ [kcal/h]}; \qquad (2, a)$$

debitul de căldură furnizată, Q, compensează doar pierderile Q_3 în mediul ambiant.

Dacă temperatura de descărcare a produsului din rezervor este mai ridicată decît temperatura de depozitare, pentru încălzirea produsului în vederea descărcării trebuie livrat suplimentar debitul de căldură Q_4 [kcal/h], în care caz ecuația bilanțului termic orar se scrie :

$$Q = Q_3 + Q_4 \text{ [kcal/h]}. \qquad (2, b)$$

a) *Cantitatea de căldură* ΔQ_1 pentru încălzirea produsului este :

$$\Delta Q_1 = G\, c_p (t_2 - t_1) \text{ [kcal]}, \qquad (3)$$

în care :

t_1, t_2 reprezintă temperatura inițială, respectiv finală a produsului din rezervor, în °C ;

G — cantitatea de produs depozitat, în kgf ;

c_p — căldura specifică a produsului la presiune constantă, în kcal/kgf.°C.

b) *Cantitatea de căldură* ΔQ_2 necesară topirii unor componente solide se determină cu relația :

$$\Delta Q_2 = G\beta x/100 \text{ [kcal]}, \qquad (4)$$

în care β este conținutul de component solid în produs, în % (de exemplu, la țițeiurile obișnuite conținutul de parafină cristalizată este $\beta = 3 \ldots 8\%$), iar x — căldura latentă de topire a componentei solide, în kcal/kgf.

c) *Debitul de căldură* Q_3 necesar compensării pierderilor orare de căldură ale rezervorului în mediul ambiant se calculează cu formula :

$$Q_3 = kS\,(t_m - t_0) \text{ [kcal/h]}, \qquad (5)$$

unde

k este coeficientul global echivalent de schimb de căldură, în kcal/m².h.°C ;

S — suprafața totală de schimb de căldură, în m² ;

t_m — temperatura medie a produsului în timpul încălzirii, în °C ;

t_0 — temperatura mediului înconjurător, în °C.

Debitul de căldură Q_3 se livrează cu ajutorul serpentinei de încălzire. Produsul kS din formula (5) este definit prin relația :

$$kS = k_l S_l + k_f S_f + k_0 S_0 \text{ [kcal/h.°C]}, \qquad (6)$$

în care :

k_l este coeficientul global de schimb de căldură produs-aer prin suprafața laterală S_l [m²] a rezervorului udată de produs, în kcal/m².h.°C ;

k_f — coeficientul global de schimb de căldură produs-sol prin suprafața fundului rezervorului S_f [m²], în kcal/m².h.°C ;

k_0 — coeficientul global de schimb de căldură produs-aer prin oglinda (suprafața liberă) produsului, prin capac și suprafața laterală neudată de produs S_0 [m²], în kcal/m².h.°C.

Pentru calculele preliminare aproximative se pot adopta următoarele valori pentru coeficienții globali de schimb de căldură : $k_0 = 5 \ldots 16$ kcal/m².h.°C, $k_f = 0{,}1 \ldots 1$ kcal/m².h.°C, $k_0 = 1 \ldots 1{,}5$ kcal/m².h.°C.

Coeficienții k_l, k_f și k_0 se calculează cu relațiile :

$$k_l = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{1}{\alpha_2}}; \quad k_f = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_3} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_4} + \frac{\pi D_i}{8\lambda_{sol}}};$$

$$k_0 = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_5} + \frac{\delta_3}{\lambda_3} + \frac{1}{\alpha_6} + \frac{1}{\alpha_7}} \text{ [kcal/m².h.°C]}, \qquad (7)$$

unde, cu notațiile din figura 1 :

— α_1, α_2, α_3, α_4, α_5, α_6, α_7 reprezintă respectiv coeficientul de convecție produs—perete lateral, peretele rezervorului — aerul înconjurător, produs—peretele fundului, peretele fundului—sol, produs—atmosferă de gaze, atmosferă de gaze—peretele capacului, peretele capacului — aerul ambiant, în kcal/m².h.°C ;

— δ_1, δ_2, δ_3, D_i — grosimea peretelui lateral, fundului, capacului și respectiv diametrul interior al rezervorului, în m ;

— λ_1, λ_2, λ_3, λ_{sol} — conductivitatea termică a materialului peretelui lateral, fundului, capacului, respectiv solului, în kcal/m.h.°C.

Coeficienții de convecție $\alpha_1, .., \alpha_7$ se pot calcula cu relațiile empirice prezentate în tabelul 1. O deosebită importanță o are determinarea corectă a temperaturilor care intră în calculul coeficienților de schimb de căldură prin convecție. Astfel, temperatura medie a produsului t_m [°C] este dependentă de temperatura inițială t_1, finală t_2 a produsului și de temperatura t_0' (a aburului de încălzire la încălzirea produsului, respectiv a aerului ambiant la răcirea produsului).

Temperatura peretelui interior al rezervorului, t_p, din tabelul 1, se determină cu relația :

$$t_p = t_m - \frac{k_l}{\alpha_1}(t_m - t_0) \text{ [°C]}, \qquad (8)$$

prin aproximații succesive, luînd la început valori aproximative pentru k_l și α_1. În mod analog, se determină și temperatura peretelui interior al fundului rezervorului t_{fi}.

Temperatura atmosferei de gaze din rezervor, în cazul în care nu este determinată prin

Tabelul 1

Determinarea coeficienților de convecție α [kcal/m².h.°C] care intervin în calculul schimbului de căldură la rezervoarele de produse încălzite

Nr. crt.	Coeficientul de convecție	Relația de calcul	Mărimile din relația de calcul
1	Produs – peretele rezervorului udat	$\alpha_1 = 2{,}61 \sqrt[4]{\frac{t_m - t_p}{\nu_{50} D_i}}$	t_m – temperatura medie a produsului, °C t_p – temperatura peretelui rezervorului, °C ν_{50} – viscozitatea cinematică a produsului la 50°C, m²/s D_i – diametrul interior al rezervorului, m
2	Peretele rezervorului – aer ambiant	$\alpha_2 = 10 + 6\sqrt{w}$	w – viteza vîntului, m/s
3	Produs – fundul rezervorului	$\alpha_3 = 0{,}68 \sqrt[4]{\frac{t_m - t_{fi}}{\nu_{50}}}$	t_{fi} – temperatura peretelui interior al fundului rezervorului, °C
4	Fundul rezervorului – sol	$\alpha_4 = 2{,}8 \sqrt[4]{t_{fe} - t_{sol}}$	t_{fe} – temperatura peretelui exterior al fundului rezervorului, °C; t_{sol} – temperatura medie a solului, °C
5	Produs – atmosferă de gaze	$\alpha_5 = 2{,}8 \sqrt[4]{t_m - t_g}$	t_g – temperatura atmosferei de gaze din rezervor, °C
6	Atmosferă de gaze – capac	$\alpha_6 = 1{,}13 \sqrt[4]{t_g - t_c}$	t_c – temperatura peretelui capacului și a peretelui lateral neudat de produs, °C
7	Capac și perete lateral neudat – aer ambiant	$\alpha_7 = 2{,}8 \sqrt[4]{t_c - t_0}$	t_0 – temperatura aerului ambiant, °C

măsurători, se poate stabili cu ajutorul datelor din tabelul 2.

d) *Debitul de căldură* Q_4 necesar încălzirii unui debit orar de produs G_h [kgf/h], la descărcarea din rezervor, este:

$$Q_4 = G_h\, c_p (t_3 - t_2) \text{ [kcal/h]}, \qquad (9)$$

în care t_3 și t_2 sînt temperaturile produsului la descărcare, respectiv la stocare ($t_3 > t_2$), în °C.

Pentru asigurarea debitului de căldură Q_4, serpentina se dimensionează în mod corespunzător, cu o suprafață de schimb de căldură mai mare concentrată în jurul sorbului.

Perioada de încălzire preliminară a produsului are durata:

$$\tau_{inc.\ prelim.} = \frac{\Delta Q_1 + \Delta Q_2 + \Delta Q_4}{Q_3} \text{ [h]}, \qquad (10)$$

Dacă produsul din rezervor G [kgf] este lăsat fără încălzire un timp τ [h], temperatura probabilă t^*[°C] a acestuia atinsă în urma răcirii de la temperatura t_1 [°C] se determină din ecuația:

$$\ln \frac{t^* - t_0}{t_1 - t_0} = -\frac{kS\tau}{G\, c_p} \qquad (11)$$

în care t_0 este temperatura exterioară de calcul, în °C; c_p – căldura specifică a produsului, în kcal/kgf.°C; produsul kS, unde k se exprimă în kcal/m².h.°C, iar S în m², are semnificația din relația (6). Pentru calculele preliminare se poate adopta în medie $k = 4 \ldots 8{,}5$ kcal/m².h.°C. Suprafața $S = S_l + S_f + S_0$.

Tabelul 2

Temperatura atmosferei de gaze din rezervor

La încălzirea produsului la t_m				La răcirea produsului la t_m			
t_m, °C	t_g, °C	t_m, °C	t_g, °C	t_m, °C	t_g, °C	t_m, °C	t_g, °C
20	14	70	39	100	73,5	50	40
30	20	80	43	90	67	40	33
40	26	90	48	80	60	30	25
50	31	100	52	70	54	20	16
60	36			60	47		

2. Analiza bilanțului termic

Pentru a ilustra natura problemelor ridicate de gospodărirea căldurii la rezervoarele de produse încălzite, se analizează în continuare bilanțurile termice la un rezervor de păcură parafinoasă și la un rezervor de ulei Topato. Bilanțurile au fost efectuate în regim termic stabilizat.

Rezervorul de păcură parafinoasă are următoarele caracteristici constructive: diametrul interior 24,95 m; diametrul exterior 25,0 m; înălțimea utilă de umplere 12,37 m; înălțimea totală 13 m; suprafața de schimb de căldură 154,79 m². Rezervorul este neizolat termic.

Păcura parafinoasă a avut următoarele proprietăți fizice: temperatura medie 45,17°C; greutatea specifică 938,3 kgf/m³ (la 15°C); temperatura de congelare +18°C; conținutul de parafină 5%; viscozitatea relativă 21,75°E (la 50°C).

Rezervorul de ulei Topato are următoarele caracteristici constructive: diametrul interior 24,20 m; diametrul exterior 24,26 m; înălțimea utilă de umplere 11,46 m; înălțimea totală 12,20 m; suprafața de schimb de căldură 30,85 m². Rezervorul este cu fund conic de golire, neizolat termic și cu ecran protector din beton cu înălțimea de 10 m.

Uleiul Topato a avut următoarele proprietăți fizice: temperatura medie 21,33°C; greutatea specifică 912,8 kgf/m³ (la 15°C); temperatura de congelare: $t = -27$°C; viscozitate relativă 3,2°E (la 50°C).

Structura bilanțurilor termice reale este reprezentată în tabelul 3.

Consumul orar mediu anual de căldură la același rezervor s-a stabilit pentru următoarele valori de calcul:

— temperatura exterioară medie zilnică anuală: $t_0 = 12{,}78$°C;

— viteza de calcul a vîntului: $w = 2$ m/s (mediată pe toată suprafața laterală a rezervorului);

— greutatea produsului în rezervor: $G = 5566{,}5$ tf.

Calculul pierderilor de căldură orare medii anuale în mediul ambiant în regim stabilizat se efectuează conform § 1, obținîndu-se: $k_l = 11{,}56$ kcal/m².h.°C; $k_f = 0{,}1$ kcal/m².h.°C; $k_0 = 1{,}09$ kcal/m².h.°C.

Debitul orar de căldură necesar compensării pierderilor medii anuale de căldură în mediul ambiant, calculat cu relația (12), este:

$$Q_{pierd}^{med.\,an} = 384132 \text{ kcal/h}.$$

Tabelul 3

Structura bilanțurilor termice reale la un rezervor de păcură parafinoasă și un rezervor de ulei Topato

Rezervorul	Rezervor păcură parafinoasă		Rezervor ulei Topato	
Denumirea cantității de căldură	kcal/h	%	kcal/h	%
1. *Căldură intrată*				
1.1. Căldură intrată cu aburul	478084	99,69	143850	100,00
1.2. Eroare închidere bilanț	1473	0,31	—	—
Total căldură intrată	479557	100,00	143850	100,00
2. *Căldură ieșită (pierdută)*				
2.1. Prin peretele lateral udat de produs	385887	80,47	112217	78,00
2.2. Prin fundul rezervorului	2088	0,43	897	0,62
2.3. Prin capac și peretele lateral neudat de produs	30299	6,32	13227	9,19
2.4. Cu condensatul nereturnat	61283	12,78	17136	11,91
2.5. Eroare închidere bilanț	—	—	373	0,28
Total căldură ieșită (pierdută)	479557	100,00	143850	100,00

Consumul orar maxim anual de căldură al rezervorului de păcură s-a determinat pentru următoarele valori de calcul:

— temperatura exterioară minimă convențională: $t_0 = -14$°C;

— viteza de calcul a vîntului: $w = 3$ m/s (mediată pe toată suprafața laterală a rezervorului);

— greutatea produsului în rezervor: $G = 5566{,}5$ tf (la capacitatea nominală de umplere); parametrii fizici ai produsului și caracteristicile constructive sînt cele prezentate anterior.

Calculul pierderilor maxime de căldură în mediul ambiant în regim stabilizat, efectuat ca în § 1, dă valorile: $k_l = 13{,}68$ kcal/m².h.°C; $k_f = 0{,}1$ kcal/m².h.°C; $k_0 = 1{,}33$ kcal/m².h.°C.

Debitul orar de căldură necesar compensării pierderilor maxime de căldură în mediul ambiant este:

$$Q_{pierd}^{max} = (k_l S_l + k_f S_f + k_0 S_0)(t_m - t_0) = 831196 \text{ kcal/h}. \quad (12)$$

Consumul anual de căldură pentru rezervorul încărcat la capacitatea nominală este determinat cu relația:

$$Q_{an} = \int_0^{8760} Q_{pierd}\, dT = Q_{pierd}^{med.\,an} \cdot 8760 = 3365 \text{ Gcal/an}. \quad (13)$$

Pentru rezervorul de ulei, prin efectuarea calculelor, rezultă următoarele valori: consumul orar maxim de căldură $Q_{pierd}^{med} = 277660$ kcal/h; consumul orar mediu anual de căldură $Q_{pierd}^{med.\,an} = 105\,733$ kcal/h; consumul anual de căldură (considerînd timpul de încălzire 6903 h/an) $Q_{an} = 729$ Gcal/an.

Se poate observa că structura bilanțurilor termice reale la cele două rezervorare de produse încălzite este asemănătoare.

Întreaga cantitate de căldură intrată în rezervor cu aburul de încălzire în regim stabilizat

este pierdută în mediul ambiant avînd două componente principale :

a) căldura pierdută prin peretele lateral și capacul rezervorului (86,79% pentru păcură, 87,19% pentru ulei) ;

b) căldura pierdută cu condensatul nereturnat (12,78% pentru păcură, 11,91% pentru ulei).

Reducerea consumului de abur și de căldură pentru încălzire se poate realiza prin reglajul debitului de abur la rezervor, astfel încît să se obțină o subrăcire a condensatului cît mai avansată. Din diversele măsurători efectuate la rezervorul de păcură analizat s-a constatat că pentru aceeași cantitate de căldură utilă, subrăcirea condensatului poate realiza economii de căldură consumată (deci de abur necesar) de ordinul 7—8%.

Recuperarea condensatului (parțială sau integrală) în vederea returnării lui emitentului de abur poate realiza economii de căldură consumată de pînă la 12,78%, la care se adaugă și reducerea (parțială) a cheltuielilor aferente costului tratării condensatului la sursa de abur (centrală).

Cea mai importantă reducere a pierderilor de căldură se poate realiza prin izolarea termică a peretelui lateral și capacului rezervorului. Astfel, prin izolarea exteriorului rezervorului de păcură cu un strat de vată minerală cu grosimea de 50 mm, cu o protecție exterioară din tablă, pierderile totale orare maxime de căldură ale rezervorului de păcură se reduc cu 89,14%, iar pierderile anuale de căldură se micșorează de la 3365 Gcal/an la 445,1 Gcal/an, ceea ce reprezintă o reducere substanțială de 88,77%.

La aceasta se adaugă și o reducere apreciabilă a pierderilor cu condensatul nereturnat, datorită micșorării debitului de abur necesar încălzirii rezervorului izolat termic.

3. Aspecte economice ale izolării termice a rezervoarelor de produse calde. Concluzii

Un calcul economic justifică pe deplin avantajul izolării termice a rezervoarelor de produse calde. Se folosesc ca elemente de calcul următoarele valori :

— prețul mediu al căldurii de încălzire : $p_{ab} = 55$ lei/Gcal ;

— costul specific al izolației termice (un strat de 50 mm vată minerală, cu înveliș din tablă) : $p_{iz} = 110{,}81$ lei/m² ;

— prețul condensatului nereturnat : $p_c = 7$ lei/tf

În aceste condiții rezultă :

Încălzirea rezervorului de păcură neizolat termic costă anual :

$$C^{ab}_{neiz} = Q_{neiz}\, p_{ab} = 3365 \cdot 55 = 185075 \text{ lei/an.} \quad (14)$$

Costul anual al încălzirii rezervorului izolat termic este :

$$C^{ab}_{iz} = Q_{iz} p_{ab} = 445{,}1 \cdot 55 = 24480 \text{ lei/an,} \quad (15)$$

astfel încît diferența de cheltuieli anuale este de :

$$\Delta C^{ab} = C^{ab}_{neiz} - C^{ab}_{iz} = 185075 - 24480 = 160595 \text{ lei/an.} \quad (16)$$

Pentru o suprafață izolată de $S = 2562$ m², investiția în izolația termică este :

$$I_{iz} = S\, p_{iz} = 2562 \cdot 110{,}81 = 283895 \text{ lei} \quad (17)$$

Debitul anual de condensat nereturnat de la rezervorul neizolat termic este :

$$G_{neiz} = \frac{Q_{neiz}}{i_{ab}} = 5194 \text{ tf/an,} \quad (18)$$

unde $i_{ab} = 647{,}9$ kcal/kgf este entalpia aburului de încălzire.

Cheltuielile anuale cu condensatul nereturnat sînt :

$$C^{c}_{neiz} = G_{neiz}\, p_c = 5194 \cdot 7 = 36358 \text{ lei/an.} \quad (19)$$

Analog, pentru rezervorul izolat termic rezultă :

$$G_{iz} = \frac{Q_{iz}}{i_{ab}} = 687 \text{ tf/an ;}$$

$$C^{c}_{iz} = G_{iz} p_c = 4809 \text{ lei/an.}$$

Diferența de cheltuieli anuale cu condensatul nereturnat este :

$$\Delta C^{c} = C^{c}_{neiz} - C^{c}_{iz} = 31549 \text{ lei/an.} \quad (20)$$

În tabelul 4 se sintetizează rezultatele obținute.

Tabelul 4

Cheltuielile de exploatare și investițiile pentru compararea variantelor rezervorului neizolat și respectiv izolat termic

Denumirea	Rezervor neizolat	Rezervor izolat
Cheltuieli	$C_{neiz} = 221433$ lei/an	$C_{iz} = 29289$ lei/an
Investiții	$I_{neiz} = 0$ lei	$I_{iz} = 283895$ lei

Compararea celor două variante prin metoda cheltuielilor anuale de calcul Z, pentru un factor normat de eficiență economică $p = 0{,}1$ an^{-1}, conduce la valorile :

— la rezervorul neizolat termic :

$$Z_{neiz} = C_{neiz} + p\, I_{neiz} = C_{neiz} = 221433 \text{ lei/an ;} \quad (21, a)$$

— la rezervorul izolat termic :

$$Z_{iz} = C_{iz} + pI_{iz} = 29\,289 + 0{,}1 \cdot 283895 = \\ = 57678 \text{ lei/an}, \qquad (21, b)$$

cu o diferență :

$$\Delta Z = Z_{neiz} - Z_{iz} = 221\,433 - 57\,678 = \\ = 163755 \text{ lei/an}, \qquad (22)$$

în favoarea rezervorului izolat termic, care se dovedește mai economic.

Termenul de recuperare a investiției este :

$$T = \frac{I_{iz} - I_{neiz}}{C_{neiz} - C_{iz}} = \frac{283895 - 0}{221433 - 29289} = 1{,}47 \text{ ani}, \qquad (23)$$

adică investiția făcută prin izolarea termică a rezervorului se recuperează rapid în circa 1,5 ani, justificînd din plin această operație.

Considerînd rezultatele de mai sus, categoric în favoarea izolării termice a rezervoarelor de produse calde, se recomandă în mod insistent adoptarea acestei măsuri de către toate întreprinderile industriale posedînd astfel de rezervoare, avînd în vedere avantajele ei economice deosebite, care se înscriu pe linia Decretului 620/1973.

Deoarece economicitatea izolării termice a rezervoarelor de produse calde se reduce treptat cu scăderea temperaturii de depozitare a produselor, se propune ca operația de izolare termică să se facă pe baza unui studiu prealabil, începînd cu rezervoarele cu produsele cele mai calde și trecînd succesiv la rezervoarele de produse mai reci. Se face mențiunea că aspectul avantajului economic trebuie corelat cu măsurile de protecție contra incendiilor.

Recuperarea condensatului de la rezervoarele de produse încălzite nu se face în prezent datorită posibilității murdăririi condensatului. O recuperare parțială sau integrală a condensatului ar putea realiza economii de căldură consumată de pînă la 13%, la care se adaugă și reducerea parțială a cheltuielilor aferente costului procurării și tratării condensatului la sursa de căldură.

Chiar în ipoteza nerecuperării condensatului de la rezervoarele de produse încălzite, este necesar ca acestea să fie prevăzute la evacuarea condensatului cu oale de condensat (recomandabil termodinamice pentru avantajele acestora). În acest fel se ajunge la o utilizare mai bună a căldurii de vaporizare a aburului și la o reducere sensibilă a pierderilor de căldură.

Bibliografie

[1] Drăgotescu, N., Ghiliceanu, M., Oniceanu, V. și Vasilache, N. *Transportul pe conducte al țițeiului, gazelor și produselor petroliere.* Editura tehnică, București, 1961.

[2] Dinculescu, C., Moțoiu, C., Mișu, A. și Stoica, V. *Centrale termoelectrice. Probleme de proiectare, construcție și exploatare.* Editura tehnică, București, 1959.

[3] * * *Normativ privind metodica de întocmire și analiză a bilanțurilor energetice în întreprinderile industriale și similare*, E (2 + 7) — 70.

[4] *Contract de cercetare științifică* nr. 11/1975, Institutul politehnic București.

(Articol intrat în redacție la 17 februarie 1976)

Transmisia căldurii prin doi pereți plani paraleli, între care circulă un fluid

Ing. **Nelu Vasilescu** *)

Considerații generale

În tehnică se pune uneori problema transmisiei căldurii prin intermediul unor agenți de separare, dar problema poate avea aplicații în multe domenii de activitate, cum ar fi, spre exemplu, în încălzirea locuințelor.

Tratarea problemei este complexă și necesită elemente de calcul pe care literatura de specialitate nu le pune la dispoziție ca atare, nici în ceea ce privește tratarea teoretică, nici în ceea ce privește determinarea experimentală a datelor și elementelor de calcul.

În cele ce urmează se face o încercare de a stabili formulele de calcul pentru cazul transmisiei căldurii prin doi pereți plani paraleli, între care curge un fluid, care recuperează o parte din căldura ce se scurge de la sursa caldă spre sursa rece.

Pentru ușurința calculului se folosesc coeficienți medii globali de transmisie a căldurii, a căror valoare trebuie determinată experimental.

2. Formula de calcul

2.1. *Modelul considerat*

În figura 1 se prezintă în perspectivă un ansamblu alcătuit din doi pereți i și e, avînd coeficienții de transmisie a căldurii k_i și k_e, care separă două fluide cu temperaturile t_i și respectiv t_e; se admite că $t_i > t_e$.

Printre cei doi pereți, avînd lățimea ε și înălțimea l, depărtați între ei la distanța δ, se scurge un fluid avînd viteza v, debitul D, căldura specifică la presiune constantă Cp. Temperaturile la intrare și ieșire sînt respectiv t_a și t_f, iar distanța δ este suficient de mică pentru a

*) Ing. Nelu Vasilescu este director tehnic al ISPE.

neglija variaţia de temperatură a fluidului transversal pe direcţia de curgere.

Căldura cedată de sursa caldă se notează cu Q_i, cea primită de sursa rece cu Q_e şi cea recuperată de fluidul ce curge printre cei doi pereţi cu Q.

Mărimile considerate sînt exprimate, spre exemplu, după cum urmează :

— cantităţile de căldură, în kcal/h ;
— lungimile, în m ;
— debitul, în m^3/h ;
— căldura specifică, în $kcal/m^3.°C$;

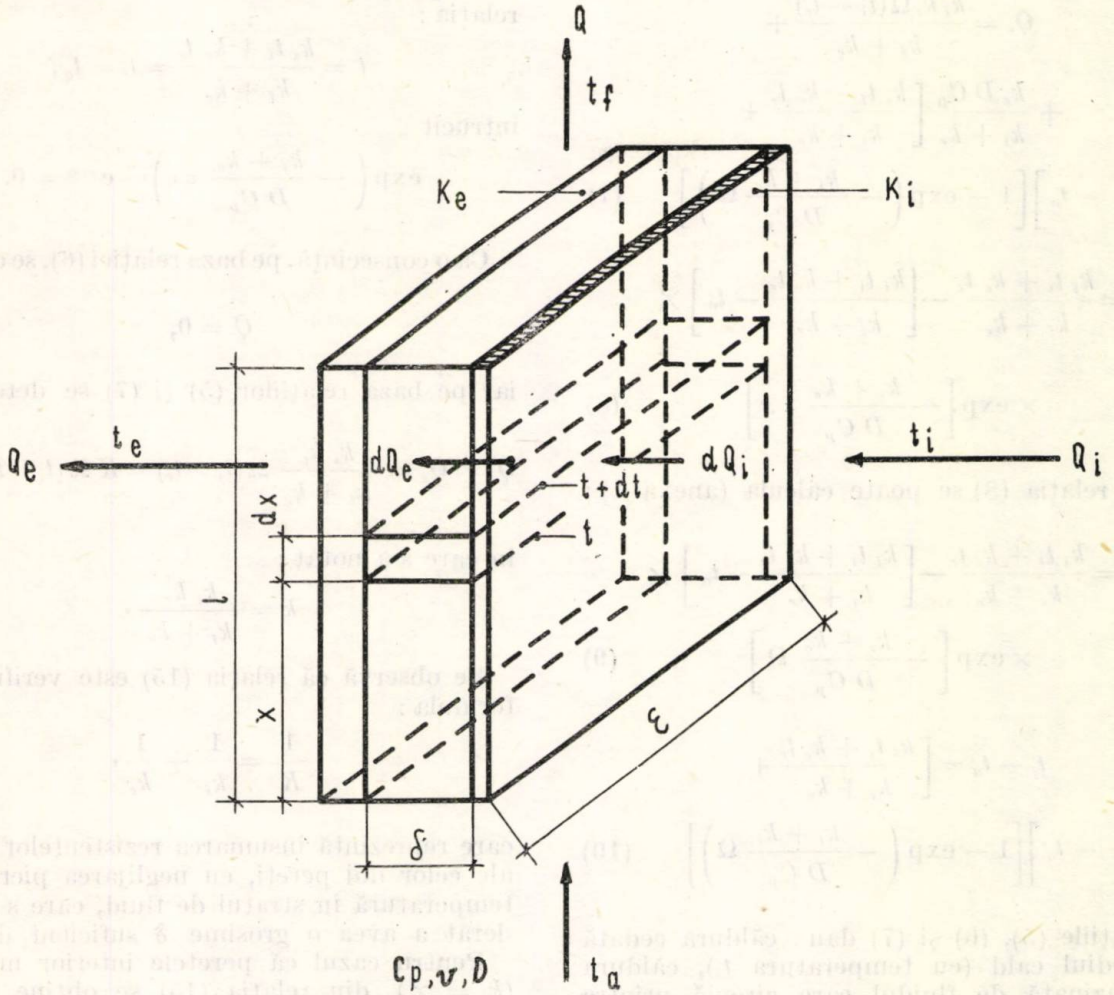


Fig. 1. Schema modelului cu doi pereţi plani paraleli :

Q_i, dQ_i – cantitatea de căldură totală, respectiv elementară, primită de pereţi de la sursa caldă cu temperatura t_i ; Q_e, dQ_e – idem, cedată la sursa rece cu temperatura t_e ; Q – căldura preluată de fluidul cu debitul D, viteza V, căldura specifică C_p, temperatura t_a la intrare şi t_f la ieşire ; t, $t + dt$ – temperatura fluidului la intrarea, respectiv ieşirea din elementul de volum $dV = \delta \varepsilon\, dx$; l, δ, ε, x, dx – dimensiuni conform figurii.

2.2. *Bilanţuri termice*

În scopul scrierii bilanţurilor termice, se separă din ansamblul din figura 1 volumul elementar $dV = \delta \varepsilon\, dx$, la distanţa x de partea inferioară pe la care intră fluidul recuperator.

Pentru elementul de volum dV se scriu următoarele relaţii de bilanţ termic :

$$dQ_i = k_i\, \varepsilon\, dx\, (t_i - t) \qquad (1)$$

$$dQ = D\, Cp\, dt \qquad (2)$$

$$dQ_e = k_e\, \varepsilon\, dx\, (t - t_e) \qquad (3)$$

$$dQ_i = dQ + dQ_e \qquad (4)$$

— coeficientul de transmisie a căldurii, în $kcal/m^2.h.°C$.

Rezolvarea acestui sistem de 4 ecuaţii cu 4 necunoscute (Q_i, Q, Q_e şi t), dată în anexa 1, duce la următoarele valori :

$$Q_i = \frac{k_i\, k_e\, \Omega\, (t_i - t_e)}{k_i + k_e} + \frac{k_i\, D\, C_p}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\, t_i + k_e\, t_e}{k_i + k_e} + - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\, C_p}\,\Omega\right)\right] \qquad (5)$$

$$Q = D\,C_p\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} + \right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,C_p}\,\Omega\right)\right] \qquad (6)$$

$$Q_e = \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} +$$

$$+ \frac{k_e\,D\,C_p}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} + \right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,C_p}\,\Omega\right)\right] \qquad (7)$$

$$t = \frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - \left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \times$$

$$\times \exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,C_p}\,\varepsilon\,x\right] \qquad (8)$$

Din relaţia (8) se poate calcula (anexa 1):

$$t_f = \frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - \left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \times$$

$$\times \exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,C_p}\,\Omega\right] \qquad (9)$$

$$t_f - t_a = \left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} + \right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,C_p}\,\Omega\right)\right] \qquad (10)$$

Relaţiile (5), (6) şi (7) dau: căldura cedată de mediul cald (cu temperatura t_i), căldura înmagazinată de fluidul care circulă printre cei doi pereţi şi căldura cedată mediului rece (cu temperatura t_e).

Relaţia (8) dă variaţia temperaturii fluidului care circulă printre cei doi pereţi, în funcţie de drumul parcurs (x), iar relaţia (9) — valoarea temperaturii la ieşirea dintre cei doi pereţi (t_f).

Se remarcă faptul că formulele (5)—(10) se verifică pentru cazul particular al schimbătoarelor de căldură clasice, cu două fluide separate de o suprafaţă de schimb.

Formulele sînt coerente dimensional şi verifică relaţiile de bilanţ.

2.3. *Comentarea rezultatelor*

Formulele (5)—(10) pot cuprinde un domeniu larg de situaţii, în funcţie de valorile relative ale temperaturilor t_i, t_e, t_a, de mărimea coeficienţilor de transmisie a căldurii k_i şi k_e, de debitul şi natura fluidului care curge printre cei doi pereţi (D, respectiv Cp) şi de mărimea suprafeţei de schimb de căldură Ω.

Legat de mărimea debitului de fluid D, se menţionează cazul particular $D = 0$, care are drept consecinţă, conform relaţiei (8), o valoare a temperaturii t independentă de x, dată de relaţia:

$$t = \frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} = t_f = t_a, \qquad (11)$$

întrucît

$$\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,C_p}\,\varepsilon x\right) = e^{-\infty} = 0. \qquad (12)$$

Ca o consecinţă, pe baza relaţiei (6), se deduce:

$$Q = 0, \qquad (13)$$

iar pe baza relaţiilor (5) şi (7) se determină:

$$Q_i = Q_e = \frac{k_i\,k_e}{k_i + k_e}\,\Omega\,(t_i - t_e) = K\,\Omega\,(t_i - t_e) \qquad (14)$$

în care s-a notat:

$$k = \frac{k_i\,k_e}{k_i + k_e}. \qquad (15)$$

Se observă că relaţia (15) este verificată de formula:

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{k_i} + \frac{1}{k_e}, \qquad (16)$$

care reprezintă însumarea rezistenţelor termice ale celor doi pereţi, cu neglijarea pierderii de temperatură în stratul de fluid, care s-a considerat a avea o grosime δ suficient de mică.

Pentru cazul că peretele interior nu există ($k_i = \infty$), din relaţia (15) se obţine formula binecunoscută a transmisiei căldurii printr-un perete:

$$Q_e = k_e\,\Omega\,(t_i - t_e). \qquad (17)$$

Se mai observă că pentru ca valoarea t (relaţia 8) să fie crescătoare cu x, întrucît mărimile k_i, k_e, D, Cp, ε şi x sînt pozitive, ceea ce face ca:

$$0 < \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\cdot\varepsilon\,x\right) < 1, \qquad (18)$$

este necesar să fie satisfăcută relaţia:

$$\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - t_a > 0, \qquad (19)$$

deoarece $\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon x\right)$ descreşte cu x.

Dacă se ține seama de formula (11), se poate spune că această condiție corespunde cazului în care temperatura t_a este mai mică decît temperatura pe care ar avea-o fluidul între cei doi pereți, în stare de nemișcare ($D = 0$).

3. Aplicație la cazul particular al unei construcții, avînd peretele exterior dublu; aerul necesar primenirii atmosferei interioare circulă printre cele două elemente ale peretelui

Schema unui asemenea perete dublu este dată în figura 2 și se caracterizează prin aceea că aerul necesar primenirii joacă rolul fluidului care circulă printre cei doi pereți în cazul din figura 1.

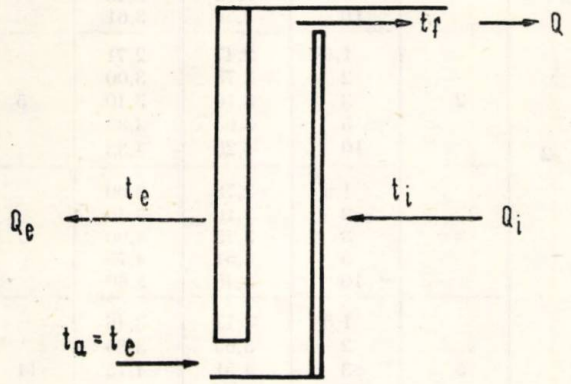


Fig. 2. Schema unui perete dublu, cu spațiu de recuperare a căldurii. Notațiile ca în figura 1.

Ținînd seama că în acest caz $t_a = t_e$, relațille (5)—(9) devin:

$$Q_i = \frac{k_i(t_i - t_e)}{k_i + k_e}\left\{k_e\Omega + D\,C_p\,\frac{k_i}{k_i + k_e}\left[1 + \right.\right.$$

$$\left.\left. - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right)\right]\right\} \tag{20}$$

$$Q = \frac{k_i(t_i - t_e)}{k_i + k_e}\,D\,C_p\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right)\right] \tag{21}$$

$$Q_e = \frac{k_e(t_i - t_e)}{k_i + k_e}\left\{k_i\Omega - D\,C_p\,\frac{k_i}{k_i + k_e}\left[1 - \exp\left(+\right.\right.\right.$$

$$\left.\left.\left. - \frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right)\right]\right\} \tag{22}$$

$$t = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - \frac{k_i}{k_i + k_e}\,(t_i - t_e) \times$$

$$\times \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right) \tag{23}$$

$$t_f = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - \frac{k_i}{k_i + k_e}\,(t_i - t_e)\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right) \tag{24}$$

Se consideră de asemenea util să se evidențieze consumul total de căldură pentru încălzire, ca suma între pierderile de căldură Q_e și cantitatea de căldură necesară încălzirii aerului de la temperatura t_e la t_i sau ca suma pierderilor Q_i și cantitatea de căldură necesară încălzirii aerului de la t_f la t_i (a se vedea anexa 2):

$$Q_c = \varphi\,D\,C_p\,(t_i - t_e), \text{ în care:} \tag{25}$$

$$\varphi = 1 + \frac{k_i\,k_e}{(k_i + k_e)^2}\left\{(k_i + k_e)\,\frac{\Omega}{D\,Cp} + \right.$$

$$\left. + \exp\left[-(k_i + k_e)\,\frac{\Omega}{D\,Cp}\right] - 1\right\} \tag{26}$$

Formula (25) exprimă pierderile de căldură Q_c, ca un multiplu al consumului de căldură necesar pentru încălzirea aerului de primenire, care, în anumite condiții, poate fi considerat a reprezenta un minim de consum de căldură pentru o încăpere de locuit, dacă se neglijează pierderile de căldură prin pereți.

Analiza variației mărimii φ, în funcție de factorii care o compun, permite să se constate că:

— Pentru cazul inexistenței peretelui interior ($k_i = \infty$), se obține:

$$\varphi_\infty = 1 + k_e\,\frac{\Omega}{D\,Cp}, \text{ cu care:} \tag{27}$$

$$Q_c = D\,Cp\,(t_i - t_e) + k_e\,\Omega\,(t_i - t_e) \tag{28}$$

Egalitatea (28) arată că, în cazul lipsei peretelui interior, cantitatea de căldură consumată servește pentru încălzirea aerului și acoperirea pierderilor de căldură în formula clasică, cunoscută, prin peretele exterior.

— Pentru cazul existenței unui perete perfect izolant termic ($k_i = 0$), se obține:

$$\varphi = 1, \tag{29}$$

respectiv

$$Q_c = D\,Cp\,(t_i - t_e).$$

Consumul de căldură în acest caz servește numai pentru încălzirea aerului.

— Formula care dă valoarea φ este simetrică față de k_i și k_e, ceea ce arată că, din punctul de vedere al consumului de căldură total, este indiferent dacă se prevede un perete exterior mai bun izolant și unul interior mai puțin bun, sau invers.

— Analizînd derivata factorului φ în funcție de k_i, se constată că aceasta se anulează pentru $k_i = \infty$, ceea ce înseamnă că valoarea respectivă a lui φ, corespunzînd cazului în care peretele interior nu există, reprezintă o limită.

— Ținînd seama de cele de mai sus, curba care reprezintă funcția $Q_c = f(k_i)$ va intersecta axa Q_c într-un punct de ordonată $Q_{c0} = DCp\,(t_i - t_e)$ și va tinde către $Q_{c\infty} = DCp\,(t_i - t_e) + k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)$ cînd k_i tinde către ∞.

— Pentru valorile obișnuite ale coeficienților de schimb de căldură k_i și k_e și rapoartele $\frac{\Omega}{DCp}$ normal întîlnite, se observă că valoarea $\exp\left[-(k_1 + k_2)\,\frac{\Omega}{DCp}\right]$ este cu 2—5 ordine de mărime mai mică decît unitatea — spre exemplu, pentru $k_i + k_e = 3 \div 5$ și $\frac{\Omega}{DCp} = 1 \div 4$, se obțin valori ale exponențialei cuprinse între 5×10^{-2} și $6{,}5 \times 10^{-6}$. Aceasta permite, pentru domeniul de aplicație considerat, să se neglijeze valoarea expresiei $\exp\left[-(k_i + k_e)\,\frac{\Omega}{DCp}\right]$ în formula lui φ, care astfel devine:

$$\varphi = 1 + \frac{k_i k_e}{(k_i + k_e)^2}\left[(k_i + k_e)\,\frac{\Omega}{D\,Cp} - 1\right]. \tag{30}$$

— Pentru cazul unui debit nul între pereți ($D = 0$), aerul de primenire cu debitul D fiind încălzit separat și introdus direct în cameră, pe baza formulei (22), se obține:

$$Q_e = \frac{k_i k_e}{k_i + k_e} \Omega (t_i - t_e). \tag{31}$$

Cu aceasta se obține:

$$Q_c = \frac{k_i k_e}{k_i + k_e} \Omega (t_i - t_e) + D\,Cp\,(t_i - t_e) = \varphi_0\ D\,Cp\,(t_i - t_e), \tag{32}$$

în care

$$\varphi_0 = 1 + \frac{k_i k_e}{k_i + k_e} \frac{\Omega}{D\,Cp} \tag{33}$$

— Un studiu parametric al mărimilor φ, φ' și φ'' prezintă unele dificultăți, dar analiza variației lor în funcție de k_i permite să se constate că derivata φ' nu se anulează și că derivata φ'' este negativă în domeniul $k_i \in (0, +\infty)$.

Aceasta înseamnă că funcția $\varphi = f(k_i)$ va putea fi reprezentată prin curbe de forma celor din figura 3, alura lor fiind determinată de valorile:

$$\frac{\Omega}{DCp} \text{ și } k_e.$$

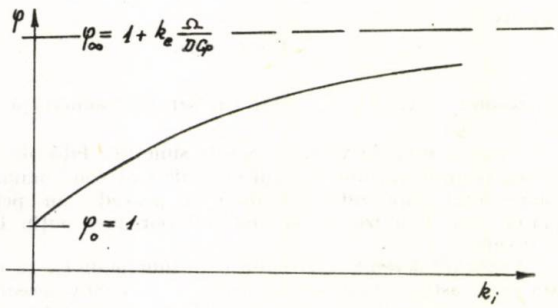


Fig. 3. Reprezentarea grafică a funcției $\varphi = f(k_i)$.

— În anexa 3 se dă calculul funcțiilor φ, φ_∞ și φ_0 pentru 3 valori ale raportului $\frac{\Omega}{D\,Cp}$, 4 valori ale lui k_e și 8 valori ale lui k_i. În tabelul 1 se dă un extras al rezultatelor din anexa 3, iar în figura 4, reprezentarea grafică a rezultatelor.

Din analiza rezultatelor calculelor se pot reține următoarele:

— Comparînd valorile φ_0 (dublarea peretelui fără circulație de aer) cu φ_∞ (perete simplu), se constată că, prin dublarea peretelui, fără circulație de aer, se obține o reducere substanțială a pierderilor de căldură; pentru un k_e dat, reducerea este cu atît mai mare cu cît k_i este mai mic; pentru același k_i, efectul este cu atît mai favorabil cu cît k_e este mai mare (peretele exterior mai puțin izolant).

— Mărimile φ (cu circulație de aer) sînt mai mici decît φ_0, cu valori cuprinse între cîteva procente în cazul k_i mare și ajungînd pînă la 10%, în cazul k_i mic.

— Valorile φ scad odată cu $\frac{\Omega}{D\,Cp}$, respectiv cu creșterea debitului D, la o suprafață exterioară dată.

Tabelul 1

Valoarea factorilor pentru diferite valori ale mărimilor k_i, k_e și $c = \frac{\Omega}{DCp}$

c	k_e	k_i	φ	φ_0	φ_∞
2	1,5	0	1,00		
		0,5	1,58	1,75	
		1	1,96	2,20	
		1,5	2,25	2,50	4
		2	2,47	2,71	
		3	2,78	3,00	
		5	3,12	3,46	
		10	3,50	3,61	
	2	1,5	2,47	2,71	
		2	2,75	3,00	
		3	3,16	3,40	5
		5	3,65	3,85	
		10	4,20	4,33	
	3	1,5	2,78	3,00	
		2	3,16	3,40	
		3	3,75	4,00	7
		5	4,51	4,75	
		10	5,45	5,60	
	5	1,5	3,12	3,46	
		2	3,65	3,85	
		3	4,51	4,75	11
		5	5,75	6,00	
		10	6,00	7,66	
1,5	1,5	1,5	1,87	2,12	
		3	2,28	2,50	3,25
		10	2,84	2,96	
2,5	1,5	1,5	2,63	2,88	
		3	3,28	3,50	4,75
		10	4,15	4,26	

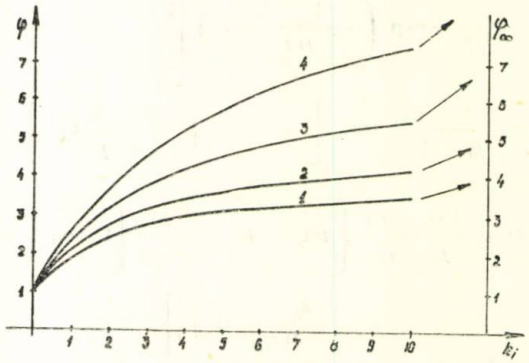


Fig. 4. Variația funcției φ, pentru mărimi uzuale ale coeficienților k_i și k_e și $\frac{\Omega}{D\,C_p} = 2$, pentru:

$k_e = 1{,}5$ – curba *1*; $k_e = 2$ – curba *2*; $k_e = 3$ – curba *3*; $k_e = 5$ – curba *4*.

Concluzii

Pe măsura epuizării resurselor clasice de energie, economia de căldură devine o problemă din ce în ce mai importantă, atît din punctul de vedere al costurilor cît și din punctul de vedere al problemelor pe care le ridică formele noi de energie, și în special energia nucleară (investiții mari, protecția mediului, securitate nucleară etc.).

Limitarea pierderilor de căldură pe calea îmbunătățirii izolației termice constituie o metodă importantă, fie că este vorba de materiale speciale, fie că sînt folosite bariere multiple; dublarea peretelui, în condițiile unei construcții obișnuite ($k_e = 2$), chiar și cu un material subțire ($k_i = 5$), duce la economii de căldură de circa 20%.

În acest din urmă caz, ca un complement al izolației îmbunătățite, se poate folosi recuperarea căldurii prin circulația aerului de primenire, cu avantajul reducerii consumului pentru încălzire, în cazul construcțiilor obișnuite, cu încă circa 10%.

Ținînd seama de posibilitățile de a dubla pereții cu materiale ușoare, ieftine, eventual și cu funcții estetice și de ușurare a întreținerii, procedeul poate deveni interesant din punct de vedere economic.

În cele de mai sus s-a schițat o metodă de calcul și s-a arătat că, în cazuri uzuale, prin dublarea peretelui și recuperarea căldurii, se pot obține reduceri ale consumului de căldură cu pînă la 30%, în condițiile asigurării unei ventilații corespunzătoare a clădirilor.

Aplicarea procedeului comportă determinări experimentale și soluții de realizare practică (alegerea materialelor și a dispozițiilor constructive) care nu fac obiectul lucrării de față; este de așteptat ca acestea să ducă la avantaje tehnico-economice și, poate chiar, la concepții noi în domeniul sistemelor de încălzire și al izolațiilor termice.

ANEXA 1

Rezolvarea sistemului de ecuații diferențiale privind transmisia căldurii în modelul din figura 1

1. *Bilanț termic*

Pentru elementul $dV = \varepsilon\delta\, dx$ se scriu următoarele ecuații de bilanț termic:

$$dQ_i = k_i \varepsilon\, dx\,(t_i - t) \tag{1}$$

$$dQ = D\,Cp\, dt \tag{2}$$

$$dQ_e = k_e \varepsilon\, dx\,(t - t_e) \tag{3}$$

$$dQ = dQ_i - dQ_e \tag{4}$$

S-a obținut un sistem de 4 ecuații diferențiale cu 4 necunoscute (Q_i, Q, Q_e și t); pentru rezolvare, se introduc valorile din (1), (2) și (3) în (4) și se obține:

$$D\,Cp\, dt = (k_i t_i - k_i t - k_e t + k_e t_e)\,\varepsilon\, dx \text{ sau} \tag{5}$$

$$D\,Cp\, dt = \left(\frac{k_i\, t_i + k_e\, t_e}{k_i + k_e} - t\right)(k_i + k_e)\,\varepsilon\, dx \tag{6}$$

Se fac următoarele schimbări de variabilă:

$$\Delta t = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - t;\ d\Delta t = -\,dt \tag{7}$$

Cu acestea, ecuația (6) devine:

$$\frac{d\Delta t}{\Delta t} = -\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\, dx, \tag{8}$$

care, prin integrare, dă:

$$\mathrm{Ln}\,\Delta t = -\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\, x + C. \tag{9}$$

Din condiții de limită, pentru $t = t_a$ la $x = 0$, se obține:

$$\Delta t_a = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - t_a\ ;\ C = \mathrm{Ln}\,\Delta t_a. \tag{10}$$

Ecuația (9) devine:

$$\mathrm{Ln}\,\frac{\Delta t}{\Delta t_a} = -\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon x. \tag{11}$$

La limită, pentru $x = l$ și $t = t_f$ și notînd $\varepsilon l = \Omega$, se obține:

$$\Delta t_f = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - t_f \tag{12}$$

și ecuația (11) devine:

$$\mathrm{Ln}\,\frac{\Delta t_f}{\Delta t_a} = -\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\cdot\Omega \tag{13}$$

2. *Calculul lui t și t_f*

Din formula (11) se poate explicita valoarea temperaturii fluidului care circulă între cele două suprafețe, în funcție de x, după cum urmează:

$$\Delta t = \Delta t_a \exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\, x\right] \text{ sau } \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - t =$$

$$= \left[\frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon x\right] \text{ sau}$$

$$t = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - \left[\frac{k_i\, t_i + k_e\, t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \times$$

$$\times \exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon x\right] \tag{14}$$

Pentru cazul limită $t = t_f$, se obține:

$$t_f = \frac{k_i t_i + k_e t_e}{k_i + k_e} - \left[\frac{k_i\, t_i + k_e\, t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \times$$

$$\times \exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right] \tag{15}$$

3. *Calculul lui Q_i*

Prin integrarea ecuației (2), se obține:

$$Q = D\,Cp\,(t_f - t_a). \tag{16}$$

Cu ajutorul ecuației (13) se poate scrie:

$$Q = (k_i + k_e)\,\Omega\,\frac{t_f - t_a}{\mathrm{Ln}\dfrac{\Delta t_a}{\Delta t_f}}. \tag{17}$$

sau, cu ajutorul ecuației (15):

$$Q = D\,Cp\left[\frac{k_i\ t_i + k_e\ t_e}{k_i + k_e} - t_a\right]\cdot$$

$$\cdot\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right)\right] \tag{18}$$

Ca verificare, pentru cazul unui schimbător clasic de căldură ($t_i = t_e = t_c$; $k_i = k_e = k$; $\Omega_s = 2\,\Omega$; $\Delta t_a = t_c - t_a$; $\Delta t_f = t_c - t_f$), din relația (17), se obține formula cunoscută:

$$Q = k\ \ \Omega_s\,\frac{t_f - t_a}{\mathrm{Ln}\dfrac{\Delta t_a}{\Delta t_f}}. \tag{19}$$

În mod analog, din formula (18) se obține:

$$Q = D\,Cp\,(t_c - t_a)\left[1 - \exp\left(-\frac{k\Omega_s}{D\,Cp}\right)\right]. \tag{20}$$

4. *Calculul lui* Q_i

În ecuația diferențială (1) se introduce valoarea lui t, din relația (14), și se obține:

$$\mathrm{d}Q_i = k_i\,\varepsilon t_i\,\mathrm{d}x - k_i\varepsilon\,\frac{k_i\ t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e}\,\mathrm{d}x +$$

$$+\ k_i\,\varepsilon\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\ t_e}{k_i + k_e} - t_a\right]\exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right]\mathrm{d}x. \tag{21}$$

Prin integrare se obține:

$$Q_{ix} = \frac{k_i\,k_e\,\varepsilon\,x(t_i - t_e)}{k_i + k_e} +$$

$$+\ k_i\,\varepsilon\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - t_a\right]\left[-\frac{D\,Cp}{\varepsilon\,(k_i + k_e)}\right]\times$$

$$\times\exp\left[\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right] + C. \tag{22}$$

Se determină constanta C, pentru cazul $x = 0$, $Q_{ix} = 0$, obținîndu-se:

$$C = \frac{k_i\,D\,Cp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\ t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \tag{23}$$

$$Q_{ix} = \frac{k_i\,k_e\varepsilon\,x\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} + \frac{k_i\,D\,Cp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} +\right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right]\right. \tag{24}$$

Pentru $x = l$, $\varepsilon x = \Omega$, se obține:

$$Q_i = \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} + \frac{k_i\,D\,Cp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} +\right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right)\right] \tag{25}$$

Ca verificare, pentru cazul unui schimbător clasic, în care $t_i = t_e = t_c$; $k_i = k_e = k$ și observînd că, folosind relația (14), relația (25) devine:

$$Q_i = \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} - \frac{k_i\,DCp}{k_i + k_e}\,t_a +$$

$$+\ \frac{k_i\,DCp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - \left(\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} +\right.\right.$$

$$\left.\left. - t_a\right)\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{DCp}\,\Omega\right)\right] = \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} +$$

$$+\ \frac{k_i\,DCp}{k_i + k_e}\,(t_f - t_a), \tag{26}$$

se obține

$$Q_i = \frac{1}{2}\,D\,Cp\,(t_f - t_a), \tag{27}$$

ceea ce înseamnă că valoarea Q_i reprezintă jumătate din căldura luată de fluidul care curge printre cei doi pereți.

5. *Calculul lui* Q_e

Se pornește de la relația (3) și, procedîndu-se ca mai sus, se obține succesiv:

$$\mathrm{d}Q_e = k_e\,\varepsilon\,\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e}\,\mathrm{d}x - k_e\,\varepsilon\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - t_a\right]\times$$

$$\times\exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right]\mathrm{d}x + k_e\,\varepsilon\,t_e\,\mathrm{d}x \tag{28}$$

$$Q_{ex} = \frac{k_i\,k_e\,\varepsilon x\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} - k_e\varepsilon\left[\frac{k_i\,t_e + k_e\,t_e}{k_i + k_e} +\right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[-\frac{D\,Cp}{\varepsilon\,(k_i + k_e)}\right]\exp\left[-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right] + C \tag{29}$$

$$C = -\frac{k_e\,D\,Cp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} - t_a\right] \tag{30}$$

$$Q_{ex} = \frac{k_i\,k_e\,\varepsilon x\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} - \frac{k_e\,D\,Cp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} +\right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\varepsilon\,x\right)\right] \tag{31}$$

$$Q_e = \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} + \frac{k_e\,D\,Cp}{k_i + k_e}\left[\frac{k_i\,t_i + k_e\,t_e}{k_i + k_e} +\right.$$

$$\left. - t_a\right]\left[1 - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega\right)\right] =$$

$$= \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} - \frac{k_e\,D\,Cp}{k_i + k_e}\,(t_f - t_a) \tag{32}$$

Verificarea pentru cazul particular al unui schimbător de căldură clasic duce evident la relația (27), stabilită anterior pentru Q_i, cu semn schimbat (cedare de căldură, în loc de primire).

6. *Verificarea bilanțului total*

Folosind relațiile (16), (26) și (32), avem:

$$Q_i - Q_e = \frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} + \frac{k_i\,D\,Cp}{k_i + k_e}\,(t_f - t_a) +$$

$$-\frac{k_i\,k_e\,\Omega\,(t_i - t_e)}{k_i + k_e} + \frac{k_e\,D\,Cp}{k_i + k_e}\,(t_f - t_a) = D\,Cp\,(t_f - t_a) = Q. \tag{33}$$

ANEXA 2

Studiul consumului de căldură în cazul particular $t_a = t_e$

1. *Cantitatea totală de căldură, necesară pentru a acoperi pierderile Q_e și a încălzi aerul prelevat, de la temperatura t_e la t_i va fi:*

$$Q_c = Q_e + D\,Cp\,(t_i - t_e) \tag{1}$$

Folosind expresia calculată pentru Q_e, se obține:

$$Q_c = \frac{k_i}{k_i + k_e}(t_i - t_e)\left\{k_e\Omega - D\,Cp\,\frac{k_e}{k_i + k_e}\left[1 + \right.\right.$$

$$\left.\left. - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right]\right\} + D\,Cp\,(t_i - t_e) =$$

$$= D\,Cp\,(t_i - t_e)\left\{1 + \frac{k_i k_e}{k_i + k_e}\cdot\frac{\Omega}{D\,Cp} - \frac{k_i k_e}{(k_i + k_e)^2}\left[1 + \right.\right.$$

$$\left.\left. - \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right]\right\} =$$

$$= D\,Cp\,(t_i - t_e)\left\{1 + \frac{k_i k_e}{(k_i + k_e)^2}\left[\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right) - 1\right]\right\} = \varphi\,D\,Cp\,(t_i - t_e), \tag{2}$$

în care

$$\varphi = 1 + \frac{k_i k_e}{(k_i + k_e)^2}\left[\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\,\Omega + \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right) - 1\right] \tag{3}$$

Aceeași cantitate de căldură se poate calcula ca suma:

$$Q_c = Q_i + D\,Cp\,(t_i - t_f). \tag{4}$$

Calculul este mai laborios, dar rezultatul este același și constituie o verificare a ansamblului de formule.

2. *Studiul variației lui φ, în funcție de k_i, pentru valori bine determinate ale mărimilor k_e, D și Cp.*

$$\varphi' = \frac{k_e(k_i + k_e)^2 - 2k_i k_e(k_i + k_e)}{(k_i + k_e)^4}\left[\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega + \right.$$

$$\left. + \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right) - 1\right] + \frac{k_i k_e}{(k_i + k_e)^2}\left[\frac{\Omega}{D\,Cp} + \right.$$

$$\left. - \frac{\Omega}{D\,Cp}\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right] =$$

$$= -\frac{k_e(k_i - k_e)}{(k_i + k_e)^3}\left[\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega + \exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right) - 1\right] + \right.$$

$$+ \frac{k_i k_e}{(k_i + k_e)^3}\left[\frac{\Omega}{D\,Cp}(k_i + k_e) + \right.$$

$$\left. - \frac{\Omega}{D\,Cp}(k_i + k_e)\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right] =$$

$$= \frac{k_e}{(k_i + k_e)^3}\left\{\frac{\Omega}{D\,Cp}(k_e^2 - k_i^2 + k_i^2 + k_i k_e) + k_i - k_e + \right.$$

$$\left. - \left[\frac{\Omega}{D\,Cp}(k_i + k_e)\,k_i + (k_i - k_e)\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\}$$

$$\varphi' = \frac{k_e}{(k_i + k_e)^3}\left\{\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i - \left(1 - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_e + \right.$$

$$\left. - \left[\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 + \left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i - k_e\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\} \tag{5}$$

Condiția de anulare a derivatei dă:

$$\frac{k_e}{(k_i + k_e)^3} = 0 \tag{6}$$

$$\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i - \left(1 - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_e +$$

$$- \left[\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 + \left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}\right)k_i - k_e\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right) = 0. \tag{7}$$

Se observă că pentru $k_i = \infty$ derivata se anulează.
Valoarea lui φ' pentru $k_i = 0$ va fi:

$$\varphi_0' = \frac{2}{k_e^2}\left[\left(\frac{\Omega}{D\,Cp}k_e - 1\right)k_e + k_e\exp\left(-\frac{k_e\,\Omega}{D\,Cp}\right)\right]$$

Derivata a doua va fi:

$$\varphi'' = -\frac{3k_e}{(k_i + k_e)^4}\left\{\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i - \left(1 - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_e + \right.$$

$$\left. - \left[\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 + \left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i - k_e\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\} +$$

$$+ \frac{k_e}{(k_i + k_e)^3}\left\{1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e - \left(2\,\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i + 1 + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right) + \frac{\Omega}{D\,Cp}\left[\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i - k_e\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\} =$$

$$= \frac{k_e}{(k + k_e)^4}\left\{-3\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i + 3\left(1 - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_e + \right.$$

$$+ (k_i + k_e)\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right) + \left[3\,\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 + 3k_i + \right.$$

$$+ 3\,\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i k_e - 3\,k_e - 2\,\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 - k_i - 2\,\frac{\Omega}{D\,Cp}k_i k_e - k_e -$$

$$- \frac{\Omega}{D\,Cp}k_i k_e - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e^2 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_i^2 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_i k_e -$$

$$- \frac{\Omega}{D\,Cp}k_i k_e - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e^2 + \frac{\Omega^2}{D^2\,Cp^2}k_i^3 + \frac{\Omega^2}{D^2\,Cp^2}k_i^2 k_e +$$

$$\left. + \frac{\Omega^2}{D^2\,Cp^2}k_i^2 k_e + \frac{\Omega^2}{D^2 Cp^2}k_i k_e^2\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\} =$$

$$= \frac{k_e}{(k_i + k_e)^4}\left\{-2\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i + 2\left(2 - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_e + \right.$$

$$+ \left[2\,\frac{\Omega}{D\,Cp}(k_i^2 - k_e^2) + 2(k_i - 2\,k_e) + \left(\frac{\Omega}{D\,Cp}\right)^2 k_i(k_i^2 + \right.$$

$$\left.\left. + k_e^2 + 2\,k_i k_e)\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\} =$$

$$= \frac{k_e}{(k_i + k_e)^4}\left\{-2\left(1 + \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_i + \left(2 - \frac{\Omega}{D\,Cp}k_e\right)k_e + \right.$$

$$+ \left[2(k_i - 2k_e) + 2\,\frac{\Omega}{D\,Cp}(k_i^2 - k_e^2) + \right.$$

$$\left.\left. + \left(\frac{\Omega}{D\,Cp}\right)^2 k_i(k_i + k_e)^2\right]\exp\left(-\frac{k_i + k_e}{D\,Cp}\Omega\right)\right\} \tag{8}$$

$$\varphi = 1 + \frac{k_i\, k_e}{(k_i + k_e)^2}\left\{(k_i + k_e)\ \frac{\Omega}{D\,Cp} + \exp\left[-(k_i + k_e)\ \frac{\Omega}{D\,Cp}\right] - 1\right\} = 1 + \frac{a}{b^2}\left\{bc + \exp\left[-bc\right] - 1\right\}$$

Denumirea	*Variante de alegere a mărimilor c, k_i și k_e*																							
c	2																	1,5			2,5			
k_e	1,5								2				3			5								
k_i	0	0,5	1	1,5	2	3	5	10	2	3	5	10	3	5	10	5	10	1,5	3	10	1,5	3	10
a	0	0,75	1,5	2,25	3	4,5	7,5	15	4	6	10	20	9	15	30	25	50	2,25	4,5	15	2,25	4,5	15
b	1,5	2	2,5	3	3,5	4,5	6,5	11,5	4	5	7	12	6	8	13	10	15	3	4,5	11,5	3	4,5	11,5
b^2	2,25	4	6,25	9	12,25	20,25	4	132	16	25	49	144	36	64	169	100	225	9	20,25	132	9	20,25	132
bc	3	4	5	6	7	9	13	23	8	10	14	24	12	16	26	20	30	4,5	6,75	17,25	7,5	11,25	28,75
$\exp\ [-bc]$	0,05	0,018	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
$\{bc + \exp - 1\}$	2,05	3,018	4	5	6	8	12	22	7	9	13	23	11	15	25	19	29	3,5	5,75	16,25	6,5	10,25	27,75
$\frac{a}{b^2}\left\{bc + \exp - 1\right\}$	0	0,575	0,96	1,25	1,47	1,78	2,12	2,5	1,75	2,16	2,65	3,2	2,75	3,51	4,45	4,75	6,45	0,87	1,28	1,84	1,63	2,28	3,15
φ	1	1,575	1,96	2,25	2,47	2,78	3,12	3,5	2,75	3,16	3,65	4,2	3,75	4,51	5,45	5,75	7,45	1,87	2,28	2,84	2,63	3,28	4,15
φ_∞	4								5				7			11		3,25			4,75			
φ_0		1,75	2,2	2,5	2,71	3	3,46	3,61	3	3,4	3,85	4,33	4	4,75	5,6	6	7,66	2,12	2,5	2,96	2,88	3,5	4,26

Bibliografie

[1] Rietchel, H. și Raiss, W. *Tehnica încălzirii și ventilării*. Editura tehnică, București, 1967.

[2] Schlack, A. *Die Industrielle Wärmeübertragung*.

[3] Stăncescu, I. D. *Bazele tehnice și economice ale termoficării*. Editura tehnică, București, 1967.

[4] * * * *Rocwool Isolerhandbock. Skövde-Suedia.*

[5] Georgescu, St. și Andjulovici, Al. *Confortul termic în clădiri*. Editura Tehnică, București, 1966.

(Articol intrat în redacție la 24 aprilie 1975)

Corelații între compoziția mineralogică și comportarea în procesele termoenergetice a materialelor cărbunoase exploatate din bazinul Oltenia-nord

Chim. **Elena Gatman**
și ing. **Magdalena Popa***)

Rezultatele analizelor fizico-chimice clasice ale cărbunilor bruni-pămîntoși cu intercalații xiloide nu permit stabilirea structurii și comportării lor în procesele de ardere. Aceste materiale prezintă, de cele mai multe ori, caracteristici fizico-chimice similare, deși pot avea structură mineralogică diferită, cu componente fibrolemnoase (textinit, texto-ulminit și ulminit) mai mult sau mai puțin concentrate, deci o comportare diferită în procesele energetice, în general, și în procesele de măcinare, în special. La conținuturi identice de steril, comportarea masei anorganice a cărbunilor în procesele de ardere poate fi diferită, datorită conținutului variabil de argile și carbonați (au loc degajări endoterme de apă din argile la 300—400°C și descompunerea carbonaților).

Deoarece atît cărbunii de Motru, cît și cei de Rovinari au luat naștere în dacian-levantin, factorii genetici de zăcămînt (natura materialului vegetal inițial și factorii de diageneză și metamorfism) sînt foarte asemănători, astfel încît structura și componenții petrografici ai cărbunilor din bazinul Oltenia-nord sînt similare.

Diferențele existente între probele de cărbune recoltate de la diverse cariere se datorează diferențelor de facies, care conduc, implicit, și la o variație cantitativă a compoziției petrografico-mineralogice a acestor cărbuni [1].

Macroscopic, cărbunele din bazinul Oltenia-nord prezintă o culoare brun-deschisă, luciu mat, textură paralelă și spărtură neregulată.

La microscop, ligniții de Motru și Rovinari apar formați dintr-o masă de bază humică, așa-numitul detritus humic cu structură neomogenă, constituit din particule fine de resturi vegetale, foarte slab gelifiate (textinite, cutinite, rezinite, sporinite, inertinite etc.), care cimentează în masa lui lentile de xilit (textinit, texto-ulminit și ulminit, în ordinea descrescătoare a structurii fibrolemnoase), orientate paralel cu stratificația, avînd grosimi variabile (fig. 1)

*) Elena Gatman este cercetător științific principal în cadrul LChE—ICEMENERG; Magdalena Popa este inginer în cadrul LChE—ICEMENERG.

Componenții fibrolemnoși se caracterizează printr-o structură celulară, bine conservată, individualizîndu-se sub formă de benzi cu grosimi variind între 0,5 și 5 mm, numai rareori constituind intercalații de ordinul centimetrilor [2].

Cărbunele din bazinul Oltenia-nord este puternic impurificat cu substanțe minerale (argile, cuarț, feldspat, calcit, dolomit, pirită etc.),

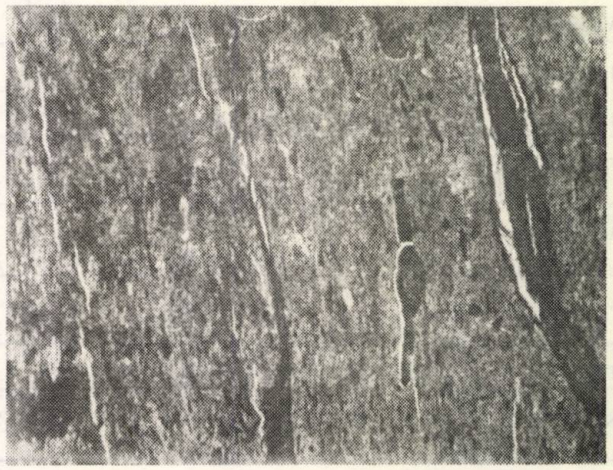


Fig. 1. Lignit Rovinari. Masa de bază humică conținînd benzi și filamente de textinit, microspori și rare granule de rășină.

acestea prezentîndu-se atît sub formă fin dispersată, cît și sub formă de benzi și noduli de ordinul centimetrilor.

Caracteristicile carbopetrografice ale cărbunilor din bazinul Oltenia-nord pentru diferite conținuturi de umiditate sînt prezentate în tabelul 1.

Ponderea componenților cu structură fibrolemnoasă (textinit, texto-ulminit și ulminit) este variabilă, suma concentrațiilor lor situîndu-se între 16,4 și 33,2% din cărbunele brut anhidru. Se consideră că este mai edificativă suma conținuturilor de textinit, texto-ulminit și ulminit pentru caracterizarea structurii fibrolemnoase, decît ponderea fiecărui component în parte. O parte dintre componenții carbopetrografici xiloizi apar parțial oxidați.

Ponderea compușilor coloidali este de 20,0—45,2%, iar a sterilului de 33,8—56,7%. Conținutul ridicat de argile ridică probleme și introduce erori în ceea ce privește analiza clasică a materialului.

Analizele carbopetrografice ale unor probe tehnologice de cărbuni din bazinul Oltenia-nord au arătat că proporția diferiților compo-

Tabelul 1

Caracteristicile carbopetrografice ale lignitilor din bazinul Oltenia-Nord pentru diferite conținuturi de umiditate

Component	Umiditate, %							
	0	15	20	25	30	35	40	45
Textinit	3,8— 9,9	3,2— 8,4	3,0— 7,9	2,9— 7,4	2,7— 6,9	2,5— 6,4	2,3— 5,9	2,1— 5,5
Texto-ulminit	5,4—10,0	4,6— 8,5	4,3— 8,0	4,0— 7,5	3,8— 7,0	3,5— 6,5	3,2— 6,0	3,0— 5,5
Ulminit	7,2—13,3	6,1—11,3	5,8—10,6	5,4—10,0	5,0— 9,3	4,7— 7,6	4,3— 8,0	4,0— 7,3
Componenți xiloizi*	16,4—33,2	13,9—28,2	13,1—26,5	12,3—24,9	11,5—23,2	10,7—20,5	9,8—19,9	9,1—18,3
Atrinit	1,2— 4,5	1,0— 3,8	1,0— 3,6	0,9— 3,3	0,8— 3,2	0,8— 2,9	0,7— 2,7	0,7— 2,4
Gelinit	6,0—11,4	5,1— 9,7	4,8— 9,1	4,5— 8,5	4,2— 8,0	3,9— 7,4	3,6— 6,8	3,3— 6,3
Carbohuminit	0,5— 1,2	0,4— 1,0	0,4— 1,0	0,4— 0,9	0,4— 0,8	0,4— 0,8	0,3— 0,7	0,2— 0,7
Vitrinit	0,3— 1,0	0,3— 0,9	0,2— 0,8	0,2— 0,8	0,2— 0,7	0,2— 0,7	0,2— 0,6	0,2— 0,6
Inertinit	0,8— 4,1	0,7— 3,5	0,6— 3,3	0,6— 3,1	0,6— 2,9	0,5— 2,7	0,5— 2,5	0,4— 2,3
Densinit	11,2—23,0	9,5—19,5	9,0—18,4	8,4—17,3	7,8—16,0	7,2—14,9	6,7—13,8	6,2—12,6
Componenți coloidali**	20,0—45,2	17,0—38,4	16,0—36,2	15,0—33,9	14,0—31,6	13,0—29,4	12,0—27,1	11,0—24,9
Minerale argiloase	20,0—30,6	17,0—26,0	16,0—24,5	15,0—22,9	14,0—21,4	13,0—19,9	12,0—18,4	11,0—16,8
Minerale cu fier	13,8—24,2	11,7—20,6	11,0—19,4	10,3—18,2	9,7—17,0	9,0—15,7	8,3—14,5	7,6—13,3
Pirită	0,0— 1,9	0,0— 1,6	0,0— 1,5	0,0— 1,4	0,0— 1,3	0,0— 1,2	0,0— 1,1	0,0— 1,1
Steril***	33,8—56,7	28,7—48,2	27,0—45,4	25,3—42,5	23,7—39,7	22,0—36,8	20,3—34,0	28,6—31,2

* — textinit + textoulminit + ulminit
** — atrinit + gelinit + carbohuminit + vitrinit + inertinit + densinit.
*** — minerale argiloase + minerale cu fier + pirită

nenți variază atît de la o mină la alta, cît și în funcție de clasa granulometrică. În acest sens trebuie subliniată tendința de creștere a ponderii componenților cu structură fibrolemnoasă în clasele granulometrice mari, în timp ce masa de bază humică și componenții minerali se acumulează în fracțiunile fine (fig. 2).

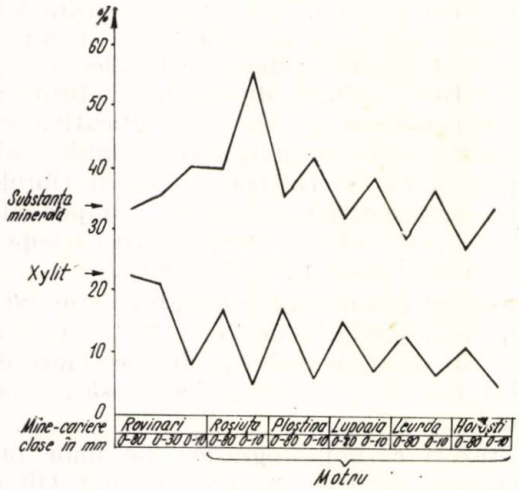


Fig. 2. Variația conținutului de xilit și substanța minerală.

Pentru elucidarea unor probleme legate de măcinabilitatea lignitilor au fost analizate carbopetrografic fracțiunile granulometrice rezultate din probe de praf colectate de la mori la CTE Rogojelu.

În tabelul 2 este prezentat, pentru exemplificare, rezultatul unor asemenea analize.

Studiind datele prezentate în tabel, se constată concentrarea componenților cu structură fibrolemnoasă (textinit, texto-ulminit și ulminit) în fracțiunile granulometrice mari, iar a sterilului în cele fine. Uscarea cu gaze arse afectează materialul, pirogenindu-l parțial [3].

Efectul este observat la toate fracțiunile, dar în special la cele inferioare celei de 0,09 mm, și se manifestă întîi la materialul cărbunos și apoi la steril; particulele fine trecute prin moară au ajuns la temperaturi de 200—300°C, pe cînd cele mari nu au fost afectate de fluxul termic [4].

Conținutul ridicat de componenți fibrolemnoși existent în lignitii de Motru și Rovinari introduce ca principiu imposibilitatea eliminării acestora și necesitatea adaptării condițiilor de măcinare la caracteristicile cărbunelui.

Tabelul 2

Distribuţia componenţilor carbopetrografici pe fracţiuni granulometrice într-o probă de praf de cărbune de la CTE Rogojelu

Component	Granulaţia	>0,63		>0,20		>0,09	>0,071	<0,071	OBSERVAŢII
	Cota-parte a fracţiunii granulometrice	5%		32%		33%	12%	28%	
Textinit		14,4	23,6	8,0	11,2	1,4			
Texto-alminit		4,0		1,6					
Ulminit		5,2		1,6					
							11,0	16,0	
Densinit		12,0		2,8		1,8			
Gelinit		11,6		6,4		2,8			
Inertinit		0,8		2,4		—			
Cărbune pirogenat sub 500°C		19,6		44,8		38,4	39,4	29,3	la 200—300°C
Steril argilos		11,2		8,0		30,5	19,6	19,1	
Steril argilos degazat		5,2		10,8		8,3	25,6	24,6	
Steril cu fier		11,2		5,2		—	—	—	
Steril cu fier degazat		3,6		8,4		15,2	3,8	9,7	
Pirită		1,2		—		1,6	0,6	1,3	

Tabelul 3

Compoziţia carbopetrografică a unor probe de ligniţi (Bazinul Rovinari) şi zguri rezultate din arderea acestora, corelate cu caracteristicile chimico-tehnologice ale acestora

Date caracteristice	Proba													
CĂRBUNE														
Componenţi fibrolemnoşi	29,0	21,8	26,1	31,7	28,0	24,1	31,5	21,0	32,7	24,8	23,1	22,6	21,9	23,5
Componenţi coloidali	26,0	33,6	25,9	33,4	30,2	32,8	29,0	31,7	22,5	30,5	32,4	27,6	27,4	21,0
Steril	45,0	44,6	48,0	34,9	41,8	43,1	39,5	47,3	44,8	44,7	44,5	49,8	50,7	55,5
Cenuşă la proba de analiză	36,2	35,2	40,0	27,0	29,0	33,3	30,0	33,9	33,3	31,7	32,4	41,0	43,5	47,5
ZGURĂ														
Cărbune crud (textinit şi textoulminit)	3,9	2,4	2,1	5,2	2,7	5,4	6,4	4,3	5,1	3,2	4,6	4,5	5,0	2,4
Cărbune slab încălzit (sub 400°C)	7,0	5,9	5,0	12,0	6,4	8,0	11,6	7,0	11,8	7,0	10,4	9,2	10,1	6,1
Semicocs (pirogenat la circa 600°C)	12,5	11,0	10,9	19,2	19,1	16,2	15,8	6,0	12,0	12,6	12,8	7,8	12,0	12,0
Cocs	5,9	5,0	6,0	4,2	8,1	7,4	4,5	7,0	4,8	8,0	3,8	7,3	9,2	7,5
Minerale argiloase încălzite peste 600°C	41,9	39,6	35,9	32,6	30,3	34,3	31,3	34,5	36,0	32,1	36,9	31,5	42,1	43,0
Minerale argiloase încălzite între 400—600°C	9,6	7,9	9,4	10,2	9,8	8,9	6,0	10,7	2,9	11,6	4,2	7,9	5,0	6,9
Minerale argiloase crude sau slab încălzite	0,9	0,9	—	2,3	4,7	—	—	—	—	2,1	0,3	1,4	—	0,3
Minerale cu fier crude	0,9	0,9	0,9	0,9	—	0,8	0,9	2,3	0,4	0,8	0,9	0,7	1,2	1,2
Minerale cu fier transformate prin ardere	1,0	1,6	—	0,2	—	0,8	1,2	2,0	1,2	3,1	—	—	—	1,4
Minerale argiloase parţial arse	16,4	24,8	29,8	13,0	18,9	18,2	22,3	25,2	25,8	19,6	25,8	28,9	15,4	19,2
Pirită	—	—	—	0,2	—	—	—	—	—	—	0,3	0,8	—	—
Steril determinat petrografic	70,7	57,7	76,0	59,4	63,7	63,0	61,7	75,7	66,3	69,2	68,4	71,2	63,7	72,0
Cenuşă la proba de analiză	63,8	69,1	66,2	49,0	55,0	54,0	51,5	67,0	62,5	61,4	61,7	64,2	55,0	63,7
Q_s^{mc} calculat din analiza petrografică	6638	6676	6794	6666	6937	6783	6541	6714	6516	6912	6979	6581	6591	6736

Pentru a caracteriza comportarea diferiților componenți petrografici ai lignitilor în procesul de ardere, au fost analizate carbopetrografic o serie de probe de cărbuni de Rovinari și zgurile rezultate din aceștia, datele obținute fiind prezentate în tabelul 3.

Studiind tabelul 3, se constată existența unor diferențe destul de mari între cantitatea de steril și cea de cenușă, diferențe justificate prin pierderea apelor de cristalizare ale componenților argilelor la 400—600°C, prin descompunerea carbonaților etc. Prin urmare, pentru determinarea conținutului de masă combustibilă al tuturor materialelor cu conținut ridicat de cenușă, este necesar un studiu carbopetrografic al acestora (cu stabilirea conținutului de steril).

Pe baza datelor obținute prin acest studiu se poate aproxima și puterea calorică a zgurilor raportată la masa combustibilă, considerînd pentru cărbunele crud nepirogenat și cărbunele slab încălzit la 400°C o putere calorică a masei combustibile de circa 6000 kcal/kg, pentru semicocs (cărbunele încălzit la circa 600°C) — de 7000 kcal/kg, iar pentru cocs — de 8000 kcal/kg. Din ponderea acestor componenți în probele respective, se poate stabili puterea calorică aproximativă a zgurilor.

Se constată că zgurile cu conținut ridicat de nearse (putere calorică mare) apar corespunzător probelor de cărbune bogate în componenți cu structură fibrolemnoasă.

Analizînd compoziția carbopetrografică a fracțiunilor granulometrice ale zgurilor, s-a constatat că fracțiunile mari — peste 0,5—2 mm — sînt formate exclusiv din masa cărbunoasă nearsă, iar fracțiunile fine sînt alcătuite în principal din metacaolinit, oxid de calciu și magneziu, cuarț etc.

Proporția substanței cărbunoase nearse din zgură este dependentă de finețea de măcinare a cărbunelui, care, la rîndul său, este în funcție de structura și compoziția petrografică a cărbunelui brut.

Concluzii

— Gradul de transformare a componenților mineralogici și carbopetrografici în procesul de ardere este invers proporțional cu diametrul particulelor, și anume: aschiile grosiere de compuși xiloizi sînt practic neafectate de fluxul termic, cele din clasele 1—5 mm sînt carbonizate parțial, iar cele fine sînt aproape integral transformate.

— Rezultatele experimentale au arătat că lignitii cu aceeași compoziție elementară se comportă diferit în procesele de măcinare și ardere, datorită diferențelor existente în ceea ce privește compoziția mineralogică și carbopetrografică.

Stabilirea compoziției mineralogice și carbopetrografice a lignitilor permite elucidarea problemelor legate de măcinabilitatea cărbunilor și a unor aspecte determinante pentru arderea lignitilor (conținutul ridicat de nearse).

Avîndu-se în vedere caracteristicile carbopetrografice ale acestor materiale, se consideră că, pentru îmbunătățirea randamentului de ardere, se impune adoptarea unor utilaje de sfărîmare și măcinare care să permită obținerea unei proporții cît mai mari de material măcinat sub 0,1 mm.

— Adaptarea metodelor mineralogice și carbopetrografice la studiul lignitilor — cărbuni de care țara noastră dispune în foarte mari cantități — a permis corelarea caracteristicilor petrografice ale acestor combustibili cu proprietățile fizico-chimice (umiditate, cenușă, putere calorică), precum și cu comportarea acestora în procesele fizico-mecanice (măcinare) și de ardere.

— Analiza mineralogică și carbopetrografică a zgurilor permite stabilirea corectă a conținutului de steril al acestora, precum și calcularea rapidă a puterii calorice a masei combustibile (determinarea prin metoda clasică calorimetrică este dificilă și introduce uneori o serie de erori).

Determinarea compoziției mineralogice și carbopetrografice a lignitilor permite proiectarea și exploatarea corectă a instalațiilor de măcinare și ardere, funcție de specificul cărbunelui utilizat (zăcămintele de lignit românești au o structură specifică rar întîlnită), precum și elaborarea unor metode adecvate de calcul al randamentelor cazanelor.

Bibliografie

[1] Ekaterinina, L. N., Larina, N. K., Lebedev, V. V. și Smirnov, R. N. *Concepții actuale asupra structurii cărbunilor.* În: Kim. Tverd. Topl. nr. 1, 1973, p. 45—49.

[2] Lowry, H. H. *Chemistry of coal utilization.* Chap. 1 — Parks B. — *Origin, petrography and classification of coal.* John Wiley & Sons, Inc., New York — London, 1968.

[3] Ibraev, S. O. și Dzhamanbaev, A. S. *Transformările structurale ale cărbunilor bruni în cursul tratamentelor termice.* În: Kim. Tverd. Topl., nr. 6, 1973, p. 51—54.

[4] Iavorski, I. A. *Participarea porilor de dimensiuni mici la reacții în cursul combustiei combustibililor solizi.* În: Kinet Goreniia Iskop. Topl., nr. 2, 1972, p. 54—112.

(Articol intrat în redacție la 10 iulie 1975)

Modele fizico-matematice pentru arderea unui nor de praf de cărbune. Contribuții la influența curbei granulometrice

Ing. **L. Mihăescu***)

1. Considerații generale

Marea majoritate a cercetărilor teoretice și experimentale asupra arderii cărbunelui în stare pulverizată s-au mărginit la studiul arderii unei particule izolate. Începutul s-a făcut cu o particulă izolată într-un mediu infinit și imobil. S-a continuat apoi cu cercetări privind influența vitezei relative mediu — particulă și a concentrației oxigenului asupra timpului de ardere.

Următorul pas a fost studiul arderii norului de particule luat ca un tot unitar. Au apărut însă greutăți mari, atît din cauze legate de tehnica experimentală, cît și din complicațiile în exprimarea matematică a multiplilor factori interacționari ce se găsesc în exprimarea fenomenelor. Ca urmare s-au elaborat diverse modele fizico-matematice privind fenomenele de schimb de căldură și ardere într-un nor de particule, fiecare model, pentru simplificare, avînd la bază numai un grup de factori.

Lucrarea de față își propune o trecere în revistă a acestor modele fizico-matematice, aducînd și o contribuție privind influența distribuției granulometrice a prafului de cărbune asupra arderii norului [15], [16].

2. Flacăra plană

2.1. *Modele privind arderea unui nor de praf de cărbune*

Un prim model este cel al așa-zisei „flăcări plane". Aceasta se obține într-un nor de praf de cărbune, dacă particulele au aceeași dimensiune (particule monodisperse) și dacă printr-un anumit procedeu se evită variația parabolică a vitezei pe direcția perpendiculară de curgere. Apare o deplasare uniformă de particule monodisperse, astfel încît acestea se vor încălzi și se vor aprinde între aceleași puncte ale focarului, putîndu-se studia mai ușor arderea norului în totalitate [1], [2], [3], [4].

La flacăra plană se va obține un plan drept de front de flacără, perpendicular pe direcția de înaintare a norului, caracteristicile norului variind numai cu o singură dimensiune, și anume cu lungimea drumului parcurs.

În modelul Essenhigh se consideră că într-o flacără plană particula nu mai este situată într-un mediu infinit de aer, ca la cercetările anterioare, efectuate pe o particulă izolată. Se face presupunerea că presiunea parțială a oxigenului este proporțională cu numărul de molecule de oxigen [1], [2], [3]. Se va obține următoarea relație, care exprimă presiunea parțială a oxigenului într-un punct față de presiunea inițială:

$$\frac{p}{p_0'} = \frac{N_0E + N}{N_0E + N_0} = \frac{C_0E + C}{C_0E + C_0}, \qquad (1)$$

unde

E reprezintă excesul relativ de aer ($E = \alpha - 1$);
N_0 — numărul inițial de molecule de oxigen;
N — numărul de molecule de oxigen necesar pentru ardere completă;
C_0 și C — concentrația inițială și într-un anumit punct a oxigenului.

Cum particulele au aceeași dimensiune, rezultă că scăderea concentrației oxigenului nu se face și prin reducerea numărului de particule, ci numai prin reducerea masei acestora. În acest caz se poate scrie următoarea variație a concentrației oxigenului:

$$\frac{C}{C_0} = \left(\frac{r}{r_0}\right)^3 = \vartheta^3 \qquad (2)$$

S-a notat cu r_0 și r raza particulei de cărbune în momentul inițial și după un timp τ. Pentru regimul difuziv de ardere, ecuația de consum a unei particule de cărbune este:

$$\rho_c \frac{dr}{d\tau} = -\frac{3}{8}\frac{D}{RT}\nabla p, \qquad (3)$$

în care:

ρ_c este densitatea particulei de cărbune, kg/m³;
D — coeficientul de difuzie, m²/s;
R — constanta gazelor;
T — temperatura incintei de ardere, °K.

Dacă se face notația $\sigma = \dfrac{8 \cdot \rho_c \cdot T_0^{1,75} \cdot R}{3 \cdot D_0 \cdot p_0' \cdot T^{0,75}}$, în urma calculelor relația (3) devine:

$$d\tau = -(1 + E)\,\sigma r_0^2 \frac{\vartheta}{E + \vartheta^3}\,d\vartheta \qquad (4)$$

sau, integrînd:

$$\int_0^\tau d\tau = -(1 + E)\,\sigma r_0^2 \int_1^\vartheta \frac{\vartheta}{E + \vartheta^3}\,d\vartheta \qquad (5)$$

Se obține în final următoarea relație, care dă timpul de ardere a norului:

$$\tau = 2\frac{1+E}{\sqrt[3]{E}}\sigma r_0^2\left[\frac{2E}{\sqrt{3}}\operatorname{arctg}\frac{\sqrt{3}\,(1-\vartheta)\sqrt[3]{E}}{(2-\sqrt[3]{E})\vartheta + \sqrt[3]{E}(2\sqrt[3]{E}-1)} - \ln\left(\frac{\sqrt[3]{E}+1}{\sqrt[3]{E}+\vartheta}\right)^3 \cdot \left(\frac{E+\vartheta^3}{E+1}\right)\right] \text{ [s]} \qquad (6)$$

Essenhigh a studiat însă numai flacăra plană pentru regimul cinetic de ardere, pornind tot de la ipoteza inițială a cantității de oxigen limitată din jurul unei particule, cantitate

*) Ing. Lucian Mihăescu este asistent la Institutul politehnic București, Catedra de cazane și turbine.

exprimată prin relaţia (1), şi a obţinut următoarea expresie:

$$\tau=\frac{1+E}{3\sqrt[3]{E^2}}r_0k\left[2\sqrt{3}\operatorname{arc\,tg}\frac{\sqrt{3}\sqrt[3]{E}(1-\vartheta)}{2\vartheta-(1+\vartheta)\sqrt[3]{E}+2\sqrt[3]{E^2}}+\right.$$
$$\left.+\ln\left(\frac{\sqrt[3]{E}+1}{\sqrt[3]{E}+\vartheta}\right)^3\left(\frac{E+\vartheta}{E+1}\right)\right]\ [s] \qquad (7)$$

Se remarcă dependenţa timpului de ardere pentru cazul regimului cinetic de raza iniţială a particulei la puterea întîi, iar pentru cazul regimului difuziv, de raza particulei la puterea a doua, fapt care concordă cu ecuaţia de ardere a particulei izolate.

Arderea în regim cinetic nu se poate realiza decît pentru un nor de particule extrem de fin şi pentru un regim de temperaturi foarte ridicat, situaţie întîlnită mai rar în focarele cazanelor de abur [8].

Pentru arderea totală a norului, se consideră $\vartheta = 0$ în ecuaţia (6), obţinîndu-se

$$\tau=2\frac{1+E}{\sqrt[3]{E}}\sigma r_0^2\left[\frac{2E}{\sqrt{3}}\operatorname{arc\,tg}\frac{\sqrt{3}\sqrt[3]{E}}{2(\sqrt[3]{E^2}-\sqrt[3]{E}+1)}-\right.$$
$$\left.-\ln\frac{\sqrt[3]{E^2}(\sqrt[3]{E}+1)}{E+1}\right]\ [s] \qquad (8)$$

În realitate însă, diametrul particulei nu scade la zero după ardere, ci, datorită conţinutului de cenuşă A^i, va rămîne la $r_0\sqrt[3]{\frac{A^i}{100}}$.

Pentru arderea totală, se obţine:

$$\vartheta=\frac{r}{r_0}=\frac{r_0\sqrt[3]{\frac{A^i}{100}}}{r_0}=\sqrt[3]{\frac{A^i}{100}}=a. \qquad (9)$$

De asemenea, volatilele care ard în prima fază a aprinderii vor modifica raportul presiunilor parţiale ale oxigenului din relaţia (1). Essenhigh ţine seama de acest fenomen, corectînd relaţiile de ardere cu factorul:

$$f=\frac{p^*}{p_0'^*}=\frac{1+E-\frac{V}{100}}{1+E}, \qquad (10)$$

în care cu V s-a notat conţinutul de materii volatile din cărbune, exprimat în procente [1], [2], [3].

Cu aceste precizări, ecuaţia de ardere a norului, în ipoteza flăcării plane pentru regim difuziv, va fi:

$$\tau=2\frac{1+E-\frac{V}{100}}{\sqrt[3]{E}}\sigma r_0^2\times$$
$$\times\left[\frac{2E}{\sqrt{3}}\operatorname{arctg}\frac{\sqrt{3}(1-a)\sqrt[3]{E}}{(2-\sqrt[3]{E})a+\sqrt[3]{E}(2\sqrt[3]{E}-1)}-\right.$$
$$\left.-\ln\left(\frac{\sqrt[3]{E}+1}{\sqrt[3]{E}+a}\right)\cdot\left(\frac{E+a^3}{E+1}\right)\right]\ [s] \qquad (11)$$

Un alt model al flăcării plane pleacă de la ecuaţia continuităţii, pentru un mediu bifazic, ecuaţie care, scrisă pentru un element de volum $\Delta\vartheta$, va fi [5], [8]:

$$\frac{\partial[\gamma_c(1-m)]}{\partial\tau}=-\operatorname{div}[\gamma_c(1-m)u]-q\nu_c, \qquad (12)$$

în care

m este porozitatea norului;

u — viteza de deplasare a centrului de greutate al elementului de volum considerat;

ν_c — coeficientul stoechiometric al relaţiei;

q — viteza de reacţie.

Relaţia (12) poate fi scrisă şi sub o altă formă [5]:

$$\frac{\partial\mu}{\partial\tau}=-\operatorname{div}(\mu u)-\beta\bar{K}F\bar{C}\ [kg/m^3.s]$$

$$\beta=\frac{1}{G_{0\,min}}, \qquad (13)$$

unde

μ este concentraţia prafului de cărbune în nor, kg/m³;

β — factor care transformă variaţia cantităţii de oxigen în variaţie a cantităţii de cărbune, kg/kg;

$\bar{K}$ — constanta globală a vitezei de reacţie, m/s:

$$\bar{K}=\left[\frac{1}{K}e^{\frac{E}{RT}}+\frac{\delta}{2D}+\frac{s_i\,\delta^2}{12\,D}\right][m/s] \qquad (14)$$

În ecuaţia (12), primul termen reprezintă „rezistenţa" cinetică la ardere, al doilea — „rezistenţa" la difuzia exterioară, iar ultimul — „rezistenţa" la difuzia interioară în porii cărbunelui, s_i însumînd suprafaţa tuturor porilor. S-a mai notat cu:

F — suprafaţa tuturor particulelor existente în elementul de volum considerat, m²/m³;

$\bar{C}$ — concentraţia oxigenului pe lungimea traseului de ardere.

Relaţia (13) a fost integrată pentru regim difuz de ardere $\left(\bar{K}=\frac{2D}{\delta}\right)$ şi proces stabilizat $\left(\frac{\delta\mu}{\delta\tau}=0\right)$, obţinîndu-se în final:

$$\frac{r}{n^3r^3_0+r^3}\cdot\frac{dr}{d\tau}=-\frac{4\beta D_0C_0}{\gamma_cr_0^3(\alpha+\xi\alpha_f)}\cdot\frac{T_g}{T_0}, \qquad (15)$$

în care

α este excesul de aer într-un punct;

α_f — excesul de aer la sfîrşitul focarului;

C_0 — concentraţia iniţială a oxigenului;

ξ — factorul de recirculaţie a gazelor de ardere de la sfîrşitul focarului $\left(\xi=\frac{V_{gr}}{V_{ga}}\right)$;

V_{gr} — volumul de gaze recirculate;
V_{ga} — volumul de gaze de ardere.

$$n^3 = (\alpha - 1) + \xi(\alpha_f - 1) \tag{16}$$

$$\tau = \frac{\gamma_c(\alpha + \xi\alpha_f)}{12\,\beta \cdot D_0 \cdot C_0 \cdot n} \cdot \frac{T_0}{T_g} r_0^2 \times$$

$$\times \left[A - \ln \frac{\sqrt{\left(r + \frac{n}{2} r_0\right)^2 + \frac{3}{2} n^2 r_0^2}}{r + \xi r_0} - \right.$$

$$\left. - \sqrt{3}\ \text{arc tg} \frac{r - \frac{n}{2} r_0}{\frac{\sqrt{3}}{2} n r_0} \right] \tag{17}$$

$$A = \ln \frac{\sqrt{\left(1 - \frac{n}{2}\right)^2 + \frac{3}{4} n^2}}{1 + n} + \sqrt{3}\,\text{arc tg} \frac{1 - \frac{n}{2}}{\frac{\sqrt{3}}{2} n}$$

Relaţia se simplifică dacă se consideră că la sfîrşitul arderii raza particulei devine egală cu zero:

$$\tau = \frac{\gamma_c(\alpha + \xi\alpha_f)}{12\beta D_0 C_0 n} \cdot \frac{T_0}{T_g} r_0^2 \left[A + \sqrt{3} \frac{\pi}{6} \right] \tag{18}$$

Se remarcă creşterea timpului de ardere a norului o dată cu creşterea factorului de recirculare.

În lucrarea [8], E. Kantorovici prezintă două modele de ardere a unui nor de particule de cărbune, în ipoteza flăcării plane, ambele avînd la bază ecuaţia (12), a continuităţii, aplicată într-un caz simplificat:

$$\gamma_{c0}(1 - m_0)\,du = M\,v_0\,dC \tag{19}$$

în care s-a notat:
γ_{c0} — greutatea specifică a cărbunelui;
m_0 — porozitatea iniţială a norului;
u — viteza centrului de greutate al elementului de volum considerat;
M — coeficientul stoechiometric al arderii;
v — viteza gazelor de ardere rezultate;
dC — variaţia concentraţiei oxigenului pe parcursul focarului.

Se face ipoteza că $u = u_0\vartheta^3 = u_0\left(\frac{r}{r_0}\right)^3$, relaţia (19) devenind prin integrare:

$$C - C_0 = \frac{\mu_0}{M\vartheta_0}(\vartheta^3 - 1) \tag{20}$$

în care μ_0 este concentraţia iniţială a prafului de cărbune

$$\mu_0 = \gamma_{c0}(1 - m_0)\,u_0. \tag{21}$$

În continuare se foloseşte ecuaţia de ardere a unei particule izolate de cărbune, ecuaţie prezentată de Vulis:

$$\frac{dr}{d\tau} = -\frac{\bar{K} C_F}{\gamma_c}\left(\frac{F \cdot r}{3} + 1\right) M, \tag{22}$$

în care $\bar{K}$ este constanta globală a reacţiei; C_F — concentraţia oxigenului la suprafaţa particulei; F — suprafaţa iniţială a particulei; M — coeficientul stoechiometric.

Ecuaţia (22) a fost integrată în condiţiile $dr = r_0\,d\vartheta$, $d\tau = \frac{dx}{u}\frac{F \cdot r}{3} = \frac{F \cdot r}{3}\cdot\frac{r_0}{r_0} = F \cdot \varepsilon \cdot \vartheta$ (ε fiind adîncimea de difuzie interioară a oxigenului în porii particulei) şi în ipoteza concentraţiei oxigenului la suprafaţa particulei egală cu cea obţinută din relaţia (20) [8]. Operaţiile matematice succesive duc în final la obţinerea lungimii flăcării, mărime notată cu x [8]:

$$x = -\frac{u r_0 \gamma_c}{\bar{K} M}\int_1^{\vartheta} \frac{d\vartheta}{(F\varepsilon\vartheta + 1)\left[C_0 + \frac{\mu_0}{M v_0}(\vartheta^3 - 1)\right]} \tag{23}$$

Lungimea zonei de reacţie după care s-a terminat arderea se obţine din relaţia (23) dacă se efectuează integrala pînă la $\vartheta = 0$ (dacă se ia în consideraţie şi conţinutul de cenuşă, se integrează pînă la $\vartheta = \sqrt[3]{\frac{A^i}{100}} = a$.

Al doilea model al lui Kantorovici se aseamănă cu cel expus anterior, însă ia în consideraţie şi variaţia vitezei relative dintre particulă şi mediu. Dacă se notează cu v viteza gazelor de ardere şi cu u_x viteza particulelor (în flacăra plană toate particulele au aceeaşi viteză bine precizată pe dimensiunea x de curgere), viteza relativă va fi:

$$W_x = v - u_x\ (\text{m/s}) \tag{24}$$

În relaţia (22) de ardere a particulei de cărbune, a lui Vulis, se fac următoarele înlocuiri:

$$d\tau = \frac{dx}{ux} = \frac{dx}{v - Wx} = \frac{dx}{v - (W_x)_0 e^{\frac{p}{4}(1-\vartheta^{-4})}}$$

$$C_F = C_0\vartheta^3;\ \frac{F \cdot r}{3} = F\varepsilon\vartheta \tag{25}$$

S-a folosit în continuare relaţia care dă variaţia vitezei relative pe lungimea unui traseu de ardere pentru cazul unei flăcări plane, expusă de Kantorovici în lucrarea [8]: $W_x = (W_x)_0 \cdot e^{\frac{p}{4}(1-\vartheta^{-4})}$, unde $(W_x)_0$ este viteza relativă în punctul de început al arderii, iar p este un coeficient care are valoarea $p = \frac{g\gamma_c r_0}{\bar{K} C_0 M (W_p)_0}$; $(W_p)_0$ fiind viteza iniţială de plutire.

În urma înlocuirilor se obține următoarea relație, care dă lungimea zonei de reacție:

$$x = -\frac{\gamma_c r_0}{\overline{K} C_0 M}\int_1^{\vartheta}\frac{v-(W_x)_0\, e^{\frac{p}{4}(1-\vartheta^{-4})}}{(F\varepsilon\vartheta+1)\,\vartheta^3}\,d\vartheta \quad (26)$$

În lucrarea [4], pentru studiul fenomenelor de ardere s-a pornit de la ecuațiile diferențiale care exprimă variația concentrației oxigenului, oxidului de carbon și a bioxidului de carbon din jurul unei particule.

$$\begin{cases}\dfrac{dc}{dx} = -(a_1+a_2)c = -ac & (27)\\[2ex] \dfrac{dc_1}{dx} = a_1c + a_{21}c_2 - a_{12}c_1 & (28)\\[2ex] \dfrac{dc_2}{dx} = a_2c + a_{12}c_1 - a_{21}c_2 & (29)\end{cases}$$

S-au folosit notațiile:

c, c_1, c_2 — concentrația oxigenului, oxidului de carbon și, respectiv, a bioxidului de carbon;

a_1, a_2, a_{12}, a_{21} — viteza de formare a CO, a CO_2, viteza de ardere a CO și de descompunere a CO_2.

În continuare s-a precizat că $\dfrac{dc}{dx} = -\dfrac{Sv}{W}$, în care

v este viteza de reacție;

S — suprafața particulelor la un moment dat;

W — viteza medie de mișcare a amestecului aer—praf de cărbune.

În final s-a obținut:

$$a = -\frac{1}{c}\frac{dc}{dx} = \frac{S}{W}\frac{\beta K^*}{\beta + K^*}, \quad (30)$$

unde

K^* este constanta vitezei de reacție chimică $[K^* = K(1+\varepsilon F_i)]$;

ε — adîncimea de penetrație a reacției interioare;

F_i — suprafața de reacție interioară;

β — coeficientul de schimb de masă prin difuzie.

În continuare, autorii s-au oprit asupra unui model care cuprinde arderea în regim cinetic, model în care relația (30) capătă forma:

$$a = S_0\left(\frac{d}{d_0}\right)^2\cdot\frac{K}{W}. \quad (31)$$

Cu S_0 și d_0 s-a notat suprafața inițială și diametrul inițial al particulelor din nor.

Pentru un nor în regim cinetic de ardere s-a propus următoarea relație simplificată de ardere:

$$\tau = \psi_c K_c(d_0 - d), \quad (32)$$

în care

ψ_c este un coeficient care ține seama de excesul de aer;

K_c — constanta efectivă de ardere în regim cinetic.

În ipoteza că viteza particulelor este egală cu viteza mediului plutitor W (ipoteză valabilă pentru particule cu $d<100$ μm și viteze ale mediului plutitor mai mari de 1,2 — 1,3 m/s), timpul de ardere va fi egal cu timpul de staționare:

$$\tau = \frac{x}{W} \quad (33)$$

Pentru ardere completă la $d = 0$, lungimea zonei de reacție va fi:

$$x = \psi_c K_c d_0\, W = \frac{1}{M} \quad (34)$$

Cu ajutorul acestor relații se poate calcula variația CO_2, CO și O_2 pe lungimea flăcării.

$$C = C_0\, e^{-N\left(x - Mx^2 + \frac{M^2}{3}x^3\right)} + C_\alpha\left[1 - e^{-N\left(x - Mx^2 + \frac{M^2}{3}x^3\right)}\right], \quad (35)$$

în care C_0 este concentrația inițială a oxigenului, C_α concentrația inițială a excesului de oxigen, iar $N = S_0\dfrac{K}{W}$.

Variația bioxidului de carbon a rezultat din ecuația (29), neglijîndu-se reacțiile secundare:

$$C_2 = zC_0\left[1 - e^{-N\left(x - Mx^2 + \frac{M^2}{3}x^3\right)}\right], \quad (36)$$

z fiind un coeficient introdus de Kantorovici în lucrarea [8], coeficient care caracterizează raportul a_2/a (vezi ecuația (27)).

Pentru calculul concentrației oxidului de carbon pe lungimea flăcării, s-a folosit ecuația generală a arderii, scrisă în funcție de caracteristica β a combustibilului: $\beta = \dfrac{2{,}37}{C^i + 0{,}375\, S_c^i}\times$

$\times\left(H^i - \dfrac{O^i}{8} + 0{,}038\, N^i\right)$; $C^i, S_c^i, H^i, O^i, N^i$ fiind elementele analizei elementare a cărbunelui.

$$(0{,}605+\beta)\,C_1 + (1+\beta)\,C_2 + C = C_0 \quad (37)$$

În final se obține:

$$C_1 = \frac{1 - z(1+\beta)}{0{,}605+\beta}\,C_0\left[1 - e^{-N\left(x - Mx^2 + \frac{M^2}{3}x^3\right)}\right] \quad (38)$$

2.2. *Modele fizico-matematice ale aprinderii prafului de cărbune în cadrul flăcării plane*

Cel mai simplu model pornește de la considerentul că într-un element de volum sînt n

particule sferice de același diametru. Tratînd particula de cărbune ca o particulă izolată într-un volum limitat de gaze de ardere și aer, se obține următorul sistem de ecuații diferențiale, avînd drept necunoscute temperatura particulei (t_p) și temperatura gazelor de ardere (t_g) [9]:

$$\frac{\pi d^3}{6}\gamma_c c_c \frac{dT_p}{d\tau} = 4\pi r^2 \varepsilon \varphi \sigma_0 [T_f^4 - T_p^4] -$$

$$- 4\pi r(\lambda_0 + aT_g) + 4\beta\pi r^2 Q_i^i \frac{T_0}{T_g} C\overline{K} \quad (39)$$

$$\gamma_c C_{pg}\left[\rho V_g \frac{4\pi r_0^3}{3} + 4\left(\frac{\pi r_0^3}{3} - \frac{\pi r^3}{3}\right) V_g^0 + \right.$$

$$\left. + \frac{4\pi r^3}{3} V_{aum}^0 + (\alpha - 1) V_{aum}^0 \frac{4\pi r_0^3}{3}\right] =$$

$$= 4\pi r(\lambda_0 + aT_g)(T_p - T_g) \quad (40)$$

S-au folosit următoarele notații:

r — raza curentă a particulei (r_0 fiind raza inițială);
γ_c — greutatea specifică a cărbunelui, kgf/m³:
C_c — căldura specifică a cărbunelui, kcal/kgf.grad;
$\beta = \frac{1}{G_{0\,min}}$, unde G_{0min} este masa oxigenului necesar arderii, kg/kg cărbune;
$\overline{K}$ — viteza reacției dintre cărbune și oxigen, m/s;
Q_i^i — puterea calorică inferioară a masei inițiale a cărbunelui, kcal/kgf;
C — concentrația oxigenului, kgf/Nm³.

În modelul din lucrarea [6], Essenhigh prezintă aprinderea prafului de cărbune plecînd de la atenuarea radiației emise de flacără într-un mediu monodispers (conform teoriei flăcării plane),

$$\frac{dI}{I} = -Kdx, \quad (41)$$

în care K este coeficientul de absorbție; $K = \pi r^2 n$, r fiind raza particulei de cărbune, iar n numărul de particule.

S-a introdus și noțiunea de densitate a norului σ; $\sigma = \frac{4\pi r^3}{3}\gamma_c n$.

Energia emisă de flacără va duce atît la ridicarea temperaturii particulei, cît și a mediului gazos, conform relației [6]:

$$\frac{dI}{dx} = \sigma c\left(\frac{dT_p}{d\tau}\right) + \rho c_g\left(\frac{dT_g}{d\tau}\right). \quad (42)$$

Cu ρ și C_g s-au notat densitatea specifică și căldura specifică la presiune constantă a gazelor de ardere.

Introducînd schimbarea de variabilă $\frac{d}{dx} = \frac{1}{v}\cdot\frac{d}{d\tau}$ (v fiind viteza norului rece) și variația energiei radiante $I = I_0 e^{-Kv\tau} = I_0 e^{m\tau}$, va rezulta în final următorul sistem de ecuații diferențiale, care permite determinarea temperaturii particulelor T_p și a temperaturii gazelor de ardere T_g.

$$\begin{cases} \frac{m}{v_0} I_0 e^{mv} = \sigma c_p\left(\frac{dT_p}{d\tau}\right) + \rho c_g\left(\frac{dT_g}{d\tau}\right) & (43) \\ \frac{dT_g}{d\tau} = \frac{4\pi r^2 \lambda}{\rho c_g} n \frac{T_p - T_g}{r} = K'(T_p - T_g) & (44) \end{cases}$$

Introducînd relația (44) în (43) și ordonînd termenii, se obține următoarea ecuație diferențială liniară de gradul întîi:

$$\frac{dT_p}{d\tau} + \frac{\rho c_g K'}{\sigma c_p} T_p = \frac{\rho c_g K' T_g - \frac{m}{v_0} I_0 e^{m\tau}}{\tau c_p} \quad (45)$$

Soluția ecuației va fi:

$$T_p\Big|_{T_0}^{T_p} = e^{-\int_{\tau i}^{\tau}\frac{\rho c_g K'}{\sigma c_p}d\tau}\left[\int_{\tau i}^{\tau} e^{\int_{\tau i}^{\tau}\frac{\rho c_g K'}{\sigma c_p}d\tau}\left(\frac{m}{v_0}\frac{I_0}{\sigma c_p}e^{m\tau} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{\rho c_g K' T_g}{\sigma c_p}\right)d\tau\right] \quad (46)$$

La integrare se face: $T_g = T_0$ la timpul τ_i și $T_g = T_p$ la timpul τ.

Variația temperaturii gazelor de ardere s-a putut scrie și pornindu-se de la un bilanț termic pentru un volum elementar de flacără [5]:

$$\text{div}\,[(\lambda + \lambda_r)\,\text{grad}\; T_g - v_g \rho_g c_g T_g] + q = 0. \quad (47)$$

Termenul λ_r înlocuiește schimbul de căldură prin radiație, expresia fiind propusă de Kantorovici [8].

Relația (47) poate fi exprimată sub forma unei ecuații diferențiale de gradul doi cu coeficienți constanți, ecuație ce permite o rezolvare ușoară în funcție de ecuația sa caracteristică.

$$(\lambda + \lambda_r)\frac{d^2 T_g}{dx^2} - v_g \rho_g c_g \frac{dT_g}{dx} + q = 0 \quad (48)$$

În lucrarea [9], C. Neaga tratează aprinderea particulelor pornind de la atenuarea radiației emise de flacără într-un mediu monodispers :

$$-\frac{dI}{dx} = I_a + (I_d - I_{ds}) - I_p + I_{ag} - I_{eg}, \tag{49}$$

în care

I_a este radiația absorbită de particulele de praf ;

$$\frac{I_a}{I} = \text{an}\,\pi r^2 = 0{,}25\, af\mu\,; \tag{50}$$

a — coeficientul de absorbție a radiației ;
μ — concentrația prafului de cărbune, kgf/Nm³ ;
f — suprafața specifică a prafului, m²/kgf.

I_d reprezintă radiația pierdută prin difuzie și, prin analogie cu (50), va fi :

$$\frac{I_d}{I} = 0{,}25\, df\mu, \tag{51}$$

d fiind coeficientul de difuzie ;

I_{ds} reprezintă difuzia căldurii în sensul pozitiv al axei x, căldură care este o fracțiune din I_d.

I_p reprezintă radiația proprie a particulelor de cărbune :

$$I_p = 0{,}25\,\frac{\sigma_0}{\pi}\,T^4\, af\mu. \tag{52}$$

I_{ag} este radiația absorbită de gazele triatomice, iar I_{eg} — radiația emisă de gazele triatomice.

Ecuația (49) a fost integrată în ipoteza $(-I_{ds} - I_p + I_{ag} - I_{eg}) \simeq 0$.

Expresia radiației (I) obținută

$$I = I_0 \exp\,[-0{,}25 f\mu\,(a + d)\,x] \tag{53}$$

s-a introdus într-un sistem de ecuații ca cel prezentat de relațiile (39) și (40).

3. Aspecte privind arderea prafului de cărbune polidispers

Leesley, Siddall și Hedley au tratat arderea unui nor polidispers de particule de cărbune pornind de la viteza de curgere a masei de particule cuprinsă între două dimensiuni x și $x + dx$, viteză care este $(-m_0 dW_i)$, [10], [11]. Cu m_0 s-a notat viteza inițială de curgere (masa inițială) exprimată în g, iar cu W_i funcția de distribuție inițială a particulelor în nor.

$$dW_i = \frac{d\,[\vartheta\,(x)]}{dx}\,dx = \psi\,(x)\,dx. \tag{54}$$

Se presupune că diametrul unei particule cu mărimea inițială x a fost redus după ce particula a stat în flacără un timp t, la dimensiunea x_t. În acest caz, viteza de curgere a masei fracțiunilor din nor se reduce la :

$$\frac{-m_0\,dW_i}{\rho_c\,\dfrac{\pi x^3}{6}}\left(\frac{\rho_c \pi x_t^3}{6}\right) = -m_0\,\frac{x_t^3}{x^3}\,dW_i. \tag{55}$$

Se definește în continuare diametrul de particulă inițială y_0, ca diametrul cu proprietatea că toate particulele cu dimensiuni $x \leqslant y_0$ au ars complet pînă la timpul t. Cu această notație, viteza de curgere a masei norului la timpul t va fi. :

$$m = \int_{x=z}^{x=x_2} m_0\,\frac{x_t^3}{x^3}\,\psi\,(x)\,dx, \tag{56}$$

unde

$$z = x_1 \text{ dacă } y_0 \leqslant x_1$$

$$z = y_0 \text{ dacă } y_0 > x_1$$

Pentru definirea lui y_0 și x_t s-a introdus ecuația de ardere a unei particule de cărbune sub forma :

$$\frac{dm}{dt} = -K\,(p_{O_2}, T)\,x^{\beta}, \tag{57}$$

în care

m este masa particulei ;
K — constanta vitezei de ardere ;
p_{O_2} — presiunea parțială a O_2 la timpul t ;
T — temperatura flăcării.

Integrînd ecuația (57) de la timpul $t = 0$ la timpul t, se obține :

$$x^{3-\beta} - x_t^{3-\beta} = \frac{2K}{\pi \rho_c}\,(3 - \beta)\int_{t=0}^{t=t} f\,(p_{O_2}, T)\,dt \tag{58}$$

cu notațiile :

$$\frac{2K}{\pi \rho_c}\,(3 - \beta)\int_{t=0}^{t} f\,(p_{O_2}, T)\,dt = \Phi\,(t) \tag{59}$$

$$\frac{1}{3 - \beta} = q$$

Pentru $x_t = 0$ se poate determina mărimea y_0 :

$$y_0 = \Phi^q\,(t) = (x^{\frac{1}{q}} - x_t^{\frac{1}{q}})^q \tag{60}$$

$$x = (x_t^{\frac{1}{q}} - y_0^{\frac{1}{q}})^q. \tag{61}$$

Înlocuind expresia (61) în (56) și introducînd mărimile adimensionale $X = \frac{x}{\bar{x}_i}$; $Y = \frac{y_0}{\bar{x}_i}$, $\bar{x}_i$ fiind diametrul caracteristic al unei particule din distribuția inițială, se obține:

$$\frac{m}{m_0} = \bar{x}_i \int_Z^{X_2} \frac{(X^{\frac{1}{q}} - Y^{\frac{1}{q}})}{X^3} \psi(\bar{x}_i, X)\, dX, \quad (62)$$

unde

$$Z = \frac{z}{\bar{x}_i}; \quad Z = X_1 \quad \text{dacă} \quad Y \leqslant X_1$$

$$Z = Y \quad \text{dacă} \quad Y > X_1$$

În final se obține următoarea ecuație diferențială, care exprimă reducerea masei norului polidispers în timpul arderii:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{m}{m_0}\right) = \frac{-6K}{\pi \rho_c (\bar{x}_i)^{\frac{1}{q}-1}} f(p_{O_2}, T) \times$$

$$\times \int_{X=Z}^{X=X_2} \frac{(X^{\frac{1}{q}} - X_l^{\frac{1}{q}})^{3q-1}}{X^3} \psi(\bar{x}_i, X)\, dX \quad (63)$$

Pentru distribuția granulometrică inițială a cărbunelui, s-a ales exprimarea:

$$W_i = \frac{\exp(-bx^n) - \exp(-bx_2^n)}{\exp(-bx_1^n) - \exp(-bx_2^n)}, \quad (64)$$

care conduce la următoarele mărimi ale distribuției:

$$\varphi(x) = -\frac{dW_i}{dx} = \frac{bnx^{n-1}\exp(-bx^n)}{\exp(-bx_1^n) - \exp(-bx_2^n)} \quad (65)$$

$$\bar{x}_i = \int_{x=0}^{\infty} -x\, dW_i = \int_{x=0}^{\infty} bnx^n \exp(-bx^n)\, dx =$$

$$= \frac{\Gamma\left(\frac{1}{n}+1\right)}{b^{\frac{1}{n}}} \quad (66)$$

Ecuația adimensională integrată care exprimă arderea masei norului polidispers de cărbune într-un focar, rezolvată numeric de un colectiv din ICEMENERG, cu ajutorul unui calculator electronic [17], va fi:

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{m}{m_0}\right) = \frac{-bKn\gamma f(p_{O_2}, T)}{\pi \rho_c (\bar{x}_i)^{\frac{1}{q}} [\exp(-\gamma X_1^n) - \exp(-\gamma X_2^n)} \times$$

$$\times \int_Z^{X_2} (X^{\frac{1}{q}} - X_l^{\frac{1}{q}})^{3q-1} \cdot X^{n-4} \cdot \exp(-\gamma X^n)\, dX \quad (67)$$

Pentru rezolvarea ecuației (67), autorii au folosit ecuația explicită de ardere a unei particule [10], [11]:

$$\frac{\pi \rho_c(\bar{x}_i)}{2K_1}\left(\frac{m}{m_0}\right)^{-K_2} \cdot \frac{d}{dt}\left(\frac{m}{m_0}\right) = Kf(p_{O_2}, T). \quad (68)$$

Pentru controlul chimic al arderii: $a = 1$; $K_1 = \frac{3}{\pi}$; $K_2 = \frac{2}{3}$;

Pentru controlul difuziv al arderii: $a = 2$; $K_1 = \frac{3}{\pi}$; $K_2 = \frac{1}{3}$.

Efectuînd calculele respective, se obține:

$$F(x) = K_3\left(\frac{m}{m_0}\right)^{K_4}, \quad (69)$$

cu $F(x)$ notîndu-se funcția:

$$F(x) = \frac{3n\gamma}{\exp(-\gamma X_1^n) - \exp(-\gamma X_2^n)} \times$$

$$\times \int_Z^{X_2} (X^{\frac{1}{q}} - X_l^{\frac{1}{q}})^{3q-1} X^{n-4} \exp(-\gamma X^n)\, dX. \quad (70)$$

Expresia finală (69) prezintă avantajul că $F(x)$ poate fi integrat numeric în trepte. Pentru ușurința determinării constantelor K_3 și K_4 se va folosi logaritmul expresiei [17]:

$$\log[F(x)] = \log K_3 + K_4 \log\left(\frac{m}{m_0}\right). \quad (71)$$

Pentru arderea unui nor de praf de cărbune, Béer a propus următoarea expresie, obținută în urma a numeroase experimentări [5], [12]:

$$\frac{dm}{dt} = -Kp_{O_2}^{n_1} T^{n_2} S, \quad (72)$$

în care

$\frac{dm}{dt}$ este reducerea masei norului în timp, kg/s;

K — constantă experimentală, $K = 1{,}55 \cdot 10^{-21}$;

p_{O_2} — presiunea parțială inițială a oxigenului;

T — temperatura medie în nor, în °K;

S — suprafața particulelor unui kg de praf, m²;

n_1, n_2 — constante; $n_1 = 1{,}291$; $n_2 = 6{,}055$.

Conform [13], suprafața unui kg de praf de cărbune, cu distribuția granulometrică dată de relația $R_x = 100e^{-bx^n}$ și de greutate specifică γ_c va fi:

$$S = \frac{6.10^6}{\gamma_c} \cdot b^{\frac{1}{n}} \frac{\pi}{\Gamma\left(\frac{1}{n}\right)\sin\frac{\pi}{n}} \text{ [m²/kgf]} \quad (73)$$

Pe baze experimentale, pentru proporţia masică a prafului ce arde total într-un focar, Knorre dă următoarea expresie [14]:

$$x = 1 - e^{-2b\tau^{0,5n}} \ [\%] \qquad (74)$$

b şi n reprezintă coeficienţii lui Rosin din legea distribuţiei granulometrice $R_x = 100\, e^{-bx^n}$, iar τ este timpul de referinţă.

În lucrările [15] şi [16], pornindu-se de la ecuaţia vitezei de curgere a masei fracţiunilor din nordul polidispers, s-a obţinut o relaţie care exprimă arderea masei unui nor, ţinînd seama şi de variaţia concentraţiei oxigenului şi a temperaturii pe lungimea flăcării. Spre deosebire de alte lucrări, care tratează analitic distribuţia fracţiunilor granulometrice, lucrarea permite un calcul mult mai comod.

Ecuaţia vitezei masice de curgere a fracţiunilor granulometrice dintr-un nor polidispers, cu masa iniţială m_0, la timpul t (timp în care diametrul unei particule s-a redus prin ardere de la dimensiunea x la x_t) va fi:

$$dm = -m_0 \frac{\pi \rho_c x_t^3}{6} \cdot \frac{1}{\frac{\pi \rho_c x^3}{6}} dRx = -m_0 \frac{x_t^3}{x^3} dRx. \qquad (75)$$

Prin integrarea ecuaţiei (75) se obţine:

$$m \int_{x=z}^{x=x_2} - m_0 \frac{x_t^3}{x^3} \frac{d}{dx} (Rx)\, dx, \qquad (76)$$

unde

$$z = x_1 \text{ dacă } x_1 \leqslant x_t$$

$$z = x_t \text{ dacă } x_1 > x_t$$

Pentru rezolvarea în continuare, s-a ales următoarea ecuaţie care exprimă arderea unei particule de cărbune:

$$\frac{d}{dt}\left[\frac{\pi \rho_c x^3}{6}\right] = K O_2^a T^c x^\alpha, \qquad (77)$$

în care

O_2 este concentraţia oxigenului;

T — temperatura mediului oxidant;

K, a, c, α — constante.

Diametrul particulei apare la puterea α, acest exponent putînd să caracterizeze felul reacţiei de ardere — cinetică sau difuzivă. Pentru arderea cinetică, $\alpha = 2$, iar pentru ardere difuzivă, $\alpha = 1$. În realitate $1 \leqslant \alpha \leqslant 2$.

Dacă se ţine seama că pe parcursul unui jet de cărbune concentraţia de oxigen şi temperatura sînt funcţii de timp, conform relaţiilor:

$$O_2 = O_2^* e^{-At} \qquad (78)$$

$$T = T_m e^{-\lambda t}, \qquad (79)$$

cu $R_x = 100\, e^{-bx^n}$ şi $\frac{d}{dx}(R_x)\, d_x = 100\, bn\, e^{-bx^n} dx$

şi în ipoteza unui regim stabilizat (permanent) de ardere ($m_0 = \text{ct.}$), se poate determina în final ecuaţia de ardere a norului:

$$m = 100\, b\, n\, m_0 \int_z^{x_2} \left[x^{\frac{1}{\beta}} - \frac{2K}{\pi \rho_c \beta} O_2^{*A} T_m^c \frac{1}{aA + \lambda c} \times \right.$$

$$\left. \times e^{-(aA+\lambda c)t} \right]^{3\beta} x^{n-4} e^{-bx^n}\, dx \qquad (80)$$

după ce, notîndu-se cu $\beta = \frac{1}{3-\alpha}$, s-a stabilit diametrul x_t pentru integrarea ecuaţiei (77).

$$x_t = \left[x^{\frac{1}{\beta}} - \frac{2K}{\pi \rho_c \beta} O_2^{*A} T_m^c \frac{1}{aA + \lambda c} e^{-(aA+\lambda c)t} \right]^\beta \qquad (81)$$

Ecuaţia (80) a fost integrată pentru ardere difuzivă. Pentru simplificarea calculelor s-au făcut notaţiile:

$$B = \frac{2K}{\pi \rho_c} O_2^{*A} T_m^c \frac{1}{aA + \lambda c} e^{-(aA+\lambda c)t};$$

$$Z = x_2 - \frac{2K}{\pi \rho_c} \cdot O_2^{*A} T_m^c \frac{1}{aA + \lambda c} e^{-(aA+\lambda c)t}.$$

În urma efectuării calculelor a rezultat:

$$m = 100\, bnm_0 \int_z^{x_2} [x^3 - 3Bx^2 + 3B^2 x - $$

$$- B^3]\, x^{n-4} e^{-bx^n}\, dx. \qquad (82)$$

Cu ajutorul relaţiei (82) se poate calcula gradul de ardere a unui nor polidispers, dacă în calcule se consideră $t = t_{staţionare}$. În acest scop, fie ε pierderile procentuale prin ardere mecanic incompletă:

$$\varepsilon = \frac{m_0 - m}{m_0} \cdot 100 \ [\%]. \qquad (83)$$

Înlocuind relaţia (82) în (83) şi efectuînd calculele necesare, se obţine:

$$\varepsilon = [1 - 100\, bn\, (I_1 - 3BI_2 + 3B^2 I_3 - B^3 I_4)] \cdot$$

$$\cdot 100 \ [\%] \qquad (84)$$

În relaţia (84) s-au folosit notaţiile:

$$I_1 = \int_z^{x_2} x^{n-1} e^{-bx^n}\, dx; \quad I_2 = \int_z^{x_2} x^{n-2} e^{-bx^n}\, dx$$

$$I_3 = \int_z^{x_2} x^{n-3} e^{-bx^n}\, dx; I_4 = \int_z^{x_2} x^{n-4} e^{-bx^n}\, dx$$

Ecuația (84) poate fi rezolvată mai ușor dacă termenii I_2, I_3 și I_4 se dezvoltă în serie Taylor, și anume :

$$\varepsilon = \left\{1 - 100\,bn\left[-\frac{e^{bx^n}}{bn}\Big|_z^{x_2} - 3B\left(\frac{x^{n-1}}{n-1} - \right.\right.\right.$$

$$- b\,\frac{x^{2n-1}}{2n-1}\Big)\Big|_z^{x_2} + 3B^2\left(\frac{x^{n-2}}{n-2} - b\,\frac{x^{2n-2}}{2n-2}\right)\Big|_z^{x_2} -$$

$$\left.\left.\left. - B^3\left(\frac{x^{n-3}}{n-3} - b\,\frac{x^{2n-3}}{2n-3}\right)\Big|_z^{x_2}\right]\right\} \cdot 100\ [\%] \quad (85)$$

Concluzii

Lucrarea a căutat să expună stadiul actual al cercetărilor privind arderea unui nor de particule de cărbune. S-a căutat să se prezinte și o parte din demonstrațiile ce stau la baza modelelor fizico-matematice, pentru ușurința abordării problemelor de către cititori.

Concluzia ce se desprinde este că, spre deosebire de arderea unei particule izolate, cercetările sînt însă într-o fază incipientă, domeniul creînd un vast cîmp de activitate.

Modelele prezentate, precum și discutarea comparativă a acestora permit o mai bună evidențiere a fenomenelor fizice care apar, cît și a modului de abordare matematică. Totuși, încercările experimentale efectuate pe lignit duc la erori destul de ridicate față de rezultatele calculelor. Cauza constă în abaterea formei particulelor de forma sferică. Cercetările actuale au demonstrat că particulele de lignit au forme ce se apropie foarte mult de cilindru.

Rezultă că pentru a pune în concordanță ecuațiile expuse cu rezultatele experimentale pentru lignit, va trebui ca acestea să fie trecute în coordonate cilindrice. Se va complica însă mult scrierea lor, deoarece nu se mai poate folosi coordonata adimensională $\vartheta = \frac{r}{r_0}$.

Deoarece sectorul energetic din țara noastră folosește mult lignitul, va trebui ca în viitor să fie făcut acest pas, care, pentru tratarea problemei arderii prafului polidispers, va trebui corelat și cu abaterea distribuției de la curba RRS.

Bibliografie

[1] Essenhigh, R. H. *The influence of coal rank on the burning times of single captive particle.* În : Trans. A.S.M.E. Journ. of Engineering Power, 85, 1963.

[2] Essenhigh, R. H. *Combustion of small particles.* În : Industrial and Engineering Chemistry, 57, nr. 9, 1965.

[3] Essenhigh, R. H. *Measurement of burning times of single coal particles.* Conference in the Use of Coal 1958, Inst. of Fuel.

[4] Singer, G. și Manolescu, D. *Metodă simplificată pentru antecalcularea evoluției arderii în flacără monodimensională.* În : St. cerc. energ. și electrotehn., nr. 4, 1969.

[5] * * * *Arderea lignitului în focarele cazanelor de debit mare.* Contract de cercetare IPB, 1973.

[6] Essenhigh, R. H. și Csaba, J. *The thermal radiation theory for plane flame propagation in coal dust clouds.* Ninth Symposium on Combustion, New York, Academic Press, 1963.

[7] Singer, G. *Contribuții asupra arderii prafului de cărbune.* Teză de doctorat, 1975.

[8] Kantorovici, V. *Vvedenie v teoriu goreiniia gazifikații tverdovo topliva.* Moscova, 1961.

[9] Neaga, C. *Corelație între gradul de recirculare și diametrul particulei în procesul de ardere a cărbunelui pulverizat.* În : St. cerc. energ. și electrotehn., nr. 3, 1973.

[10] Leesley, M. E. și Siddall, R. G. *Viteza de ardere a unui nor de praf de antracit pulverizat, avînd o distribuție granulometrică inițială cunoscută.* În : Combustibili DS, nr. 5, 1973.

[11] Leesley, M. E. și Hedley, A B. *Efectul distribuției granulometrice a particulelor asupra vitezei de ardere a unui nor de praf de antracit pulverizat.* În : Combustibili DS, nr. 8, 1973.

[12] Crăciuneanu, C. și Pavnotescu, O. *Încercări de ardere a șisturilor bituminoase în cazane de abur.* În : St. cerc. energ. și electrotehn., nr. 4, 1969.

[13] Romadin, L. *Prepararea prafului de cărbune.* Editura energetică, 1954.

[14] Knorre, G. F. *Procese de ardere în focare.* Editura energetică, 1955.

[15] Iordache, I. și Mihăescu, L. *Vlianie granulometriceskovo sostava na gorenie oblaka pilevidnovo uglea.* În : Rev. roum. des sc. techn., Série électrotechnique et énergétique, tome 20, nr. 3, 1975.

[16] Iordache, I. și Mihăescu, L. *O metodă analitică pentru calcularea gradului de ardere a prafului de cărbune în focarele cazanelor de abur.* Sesiunea de comunicări ICPET, iulie 1975.

[17] Bolma, I. și Totolo, C. *Calculul timpului de ardere pentru flacăra de cărbune praf în ipoteza distribuției RRS.* Sesiunea UTC, 1974.

(Articol intrat în redacție la 8 ianuarie 1976)

Probleme privind încadrarea în sistem a compensatoarelor sincrone de 60 Mvar

Ing. **P. Iancovici**,
ing. **G. Manea**
și dr. ing. **D. Drăgan***)

1. Utilizarea compensatoarelor sincrone în sistemul energetic

Sistemul energetic românesc se caracterizează prin dezvoltarea centralelor de mare putere (1000—2000 MW cu grupuri de 200—300 MW) și printr-o pondere însemnată a transportului de energie electrică la distanță. În paralel cu creșterea puterii centralelor și a grupurilor generatoare, s-au introdus tensiuni de transport din ce în ce mai mari (110 kV, 220 kV, 400 kV), ridicîndu-se corespunzător și capacitatea de transport a liniilor individuale (80—90 MVA la 110 kV, 300 MVA la 220 kV, 1200 MVA la 400 kV).

Această structură, cu unități de mare capacitate, asigură producerea și transportul puterilor active în cele mai economice condiții, însă poate prezenta condiții grele de funcționare la indisponibilități de grupuri și linii importante. Tocmai în legătură cu aceasta, se creează necesități deosebite privind compensarea puterii reactive și reglajul tensiunii în rețelele de transport.

În fond, rețelele de transport de foarte înaltă tensiune au bilanț propriu de putere reactivă foarte variabil, pozitiv sau negativ, în funcție de nivelul de încărcare la un moment dat, și care variază nu numai după condițiile consumurilor, dar și după conjunctura de exploatare (indisponibilități, schimburi internaționale, hidraulicitate, politica combustibililor etc.).

Aceste condiții locale de funcționare generează, de regulă, nevoi variate de reglaj de tensiune, pe noduri și zone de sistem.

Pentru a echilibra bilanțul de putere reactivă al liniilor de foarte înaltă tensiune, în diferite regimuri, trebuie să se prevadă în dotarea acestora mijloace de reglaj cu următoarele caracteristici:

— posibilități de reglaj al puterii reactive în ambele sensuri (producție, absorbție);

— capacitate de variație rapidă și lină a reglajului;

— răspuns pozitiv la variațiile de tensiune (creșterea puterii la scăderea tensiunii și, respectiv, scăderea ei la ridicarea tensiunii);

— capacitate de supraîncărcare de scurtă durată;

— influență favorabilă asupra stabilității sistemului.

Compensatoarele sincrone îndeplinesc aceste condiții, fapt ce explică prezența lor în dotarea rețelelor de transport ale diverselor sisteme energetice.

În calitatea lor de mijloace de reglaj pentru rețelele de transport, compensatoarele sincrone sînt astăzi considerate mijloace clasice de reglaj de tensiune.

În ultimii ani s-au realizat în lume și compensatoarele statice de putere reactivă (din baterii de condensatoare și bobine de reactanță funcționînd în zona de saturație).

Tehnica realizării acestora este încă în perfecționare, însă aceste echipamente vor putea concura compensatoarele sincrone în viitor.

Pentru sistemul energetic românesc s-a prevăzut instalarea compensatoarelor sincrone de 60 MVar în rețelele de transport, iar ulterior trecerea la palierul superior de putere, de 160 MVar, pentru noile stații de interconexiune de 400 (765) kV.

În afara compensatoarelor sincrone, compensarea puterii reactive în rețelele M.E.E. se va realiza și cu condensatoare-șunt. În rețelele de distribuție se vor instala baterii de condensatoare-șunt.

Absorbția de putere reactivă, produsă în exces de liniile de transport, în regimuri de gol, se va mai realiza, pe lîngă compensatoarele sincrone, și cu bobine de reactanță, ca și cu generatoare de mare putere în regim subexcitat.

2. Racordarea la sistem a compensatoarelor de 60 MVar

Orientarea spre puterea unitară de 60 MVar s-a făcut de timpuriu [2], [3], corelat cu nevoile de reglaj ale rețelelor noastre de 220 kV și apoi de 400 kV, care pot fi satisfăcute la limită, de către unități de 60 MVar.

Pentru racordarea la sistem a compensatoarelor de 60 MVar, s-au luat în considerare două posibilități, și anume:

— racordarea la terțiarul autotransformatoarelor de 220/110 kV;

— racordarea bloc la 110 kV cu transformator de 63 MVA.

În aceste soluții, compensatoarele sincrone de 60 MVar pot fi racordate în orice stație de 400/220/110 kV sau 400/110 kV.

a) *Racordarea la terțiarul autotransformatoarelor de 220/110 kV*

Din punctul de vedere al parametrilor și caracteristicilor tehnice, autotransformatorul ATUS

*) Autorii lucrează la ISPE.

-FS 220/110/10,5 kV permite racordarea compensatoarelor de 60 MVar.

Conform cărții tehnice a acestui utilaj, caracteristicile principale (puteri, tensiuni, stabilitate la scurtcircuit) sînt satisfăcătoare (tabelul 1).

Tabelul 1

– Tensiuni: 231 ± 12 × 1,25%/121/10,5 kV
– Puteri: 200/200/60 MVA

Înfășurări, kV	U_{sc} %	Puterea de raportare, MVA
231–121	10	200
231–10,5	10	60
121–10,5	6,3	60

Stabilitatea la scurtcircuit a înfășurării terțiare este garantată pentru:

— stabilitate termică la 52,7 kA, timp de 5 secunde;

— rezistența dinamică la scurtcircuit la o putere de alimentare de 1200 MVA la 10 kV.

Atît din punctul de vedere al aportului sistemului cît și al compensatorului sincron, solicitările la scurtcircuit rămîn sub limitele menționate.

b) *Racordarea bloc la 110 kV*

Se pot folosi transformatoarele de 63 MVA, 110±9 × 1,78%/10,5 kV fabricate în țară, care au o tensiune de scurtcircuit de 12%. Din punctul de vedere al rezistenței la scurtcircuit, aceste transformatoare cu două înfășurări sînt garantate la solicitările termice și dinamice mai mari decît cele ce rezultă în condițiile montării compensatorului sincron.

*

Comparația între cele două sisteme posibile de racordare este în favoarea racordării pe terțiarul autotransformatoarelor, soluție care a fost adoptată.

În ceea ce privește indicatorii de siguranță, calcule detaliate efectuate pentru cazuri reale au arătat de asemenea că este preferabilă racordarea la autotransformator din punctul de vedere al continuității funcționării compensatorului sincron, cît și al influenței asupra stației de conexiuni de 110 kV (fig. 1).

3. Probleme privind selecția tipului de pornire

Pornirea compensatoarelor sincrone se poate face în asincron (direct la tensiunea rețelei, sau la o tensiune redusă prin reactor sau autotransformator), sau cu motor de lansare.

Din punctul de vedere al sistemului energetic, condițiile impuse sistemului de pornire sînt următoarele:

— în timpul pornirii, căderile de tensiune la barele de sistem să nu depășească anumite limite (de regulă pînă la 3%), iar căderile de tensiune la barele serviciilor interne ale compensatorului să nu stînjenească buna funcționare a receptoarelor respective;

— durata pornirii și ciclurile de reporniri să asigure o bună elasticitate în funcționare;

— instalația de pornire să fie sigură în exploatare;

— costurile de investiții și pierderile aferente instalației de pornire să fie cît mai mici.

Este evident că, atunci cînd condițiile de sistem permit acest lucru (rețeaua este suficient de rigidă), este preferabilă pornirea directă, cea mai simplă, mai sigură și mai rapidă.

Verificarea condițiilor reale, la o serie de amplasamente pentru compensatoarele sincrone de 60 MVar, a condus la concluzia că pornirea directă sau cu reactor nu poate fi deocamdată adoptată. Rețelele sistemului în punctele respective nu sînt în general suficient de rigide și se pot prezenta conjuncturi cu puteri destul de mici de scurtcircuit, deci perturbări simțitoare provocate la pornire.

Între pornirea cu autotransformator sau cea cu motor de lansare, s-a adoptat pornirea cu autotransformator, care are următoarele avantaje:

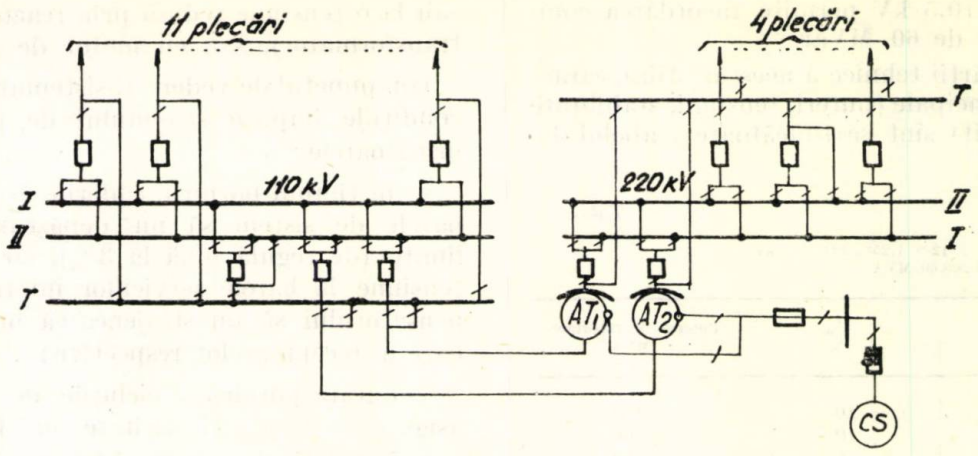
— pierderi mai reduse în instalația de pornire;

— echipament static de pornire cu probabilitate mai mică de stricare;

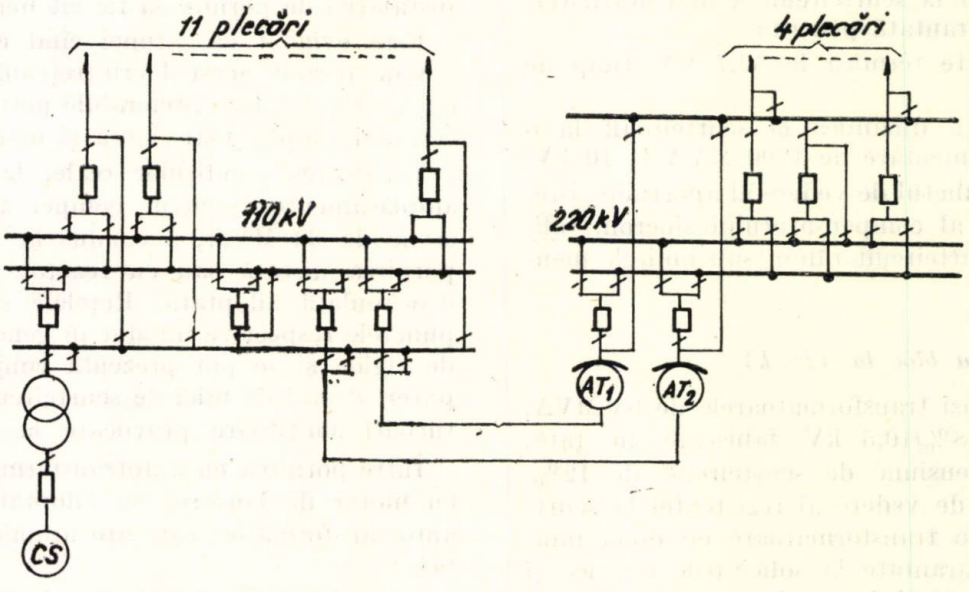
— posibilități de simplificare ulterioară, adică de eliminare a autotransformatorului dacă condițiile de rețea se vor dovedi favorabile.

Durata și ciclurile de pornire, la pornirea cu autotransformator, sînt acceptabile din punctul de vedere al regimului de exploatare caracteristic pentru compensatoare sincrone.

Menționăm însă că pornirea cu autotransformator necesită o schemă mai complicată de racordare a compensatorului la autotransformator, cu mai multe elemente înseriate și cu o lungime mai mare a racordurilor. O grijă specială trebuie acordată la proiectarea părților respective de instalație, pentru prevenirea scurtcircuitelor trifazate pe aceste legături de 10,5 kV.



a)



b)

Fig. 1. Indicatori de siguranță caracteristici. Racordarea compensatorului la autotransformatorul 220/110 kV sau bloc la 110 kV

a – schema de principiu pentru racordare la AT 220/110 kV; *b* – schema de principiu pentru racordare bloc la 110 kV.

Observație. Starea de succes este definită astfel (obiectiv): compensatorul – să fie în situația de a debita la una dintre barele de sistem; stația 110 kV – să fie în în funcțiune cel puțin unul dintre cele două sisteme de bare de lucru.

Indicatori de siguranță rezultați pe obiective (T = 8760 ore)

Obiectivul	Indicatorul	Valoarea, în schemă	
		A (Autotrafo)	B (Bloc)
Compensator sincron	Probabilitate de succes	0,9909	0,9816
	Durată de succes	8680,31 ore	8599,23 ore
	Probabilitate de refuz	0,00909	0,01835
	Durată de refuz	79,68 ore	160,76 ore
	Număr de întreruperi	1,8887	208
	Durată medie pe întrerupere	42,18 ore	77,17 ore
	Timp mediu de funcționare	4597 ore	4135 ore
Stație 110 kV	Probabilitate de succes	0,999999	0,999998
	Durată de succes	8759,99 ore	8759,99 ore
	Probabilitate de refuz	0,000000943	0,00000104
	Durată de refuz	0,00826 ore	0,009128 ore
	Număr de întreruperi	0,002471	0,002762
	Durată medie pe întrerupere	3,34 ore	3,304 ore

4. Verificarea stabilității dinamice

S-a urmărit să se verifice următoarele:

— comportarea compensatorului sincron în condițiile unor valori obișnuite ale parametrilor principali și echipării cu un sistem de excitație static;

— influența compensatoarelor asupra stabilității sistemului.

Verificările la care ne referim s-au făcut pentru zona de sud-est a sistemului.

S-au examinat regimuri dinamice produse de scurtcircuite monofazate şi trifazate la 110 kV, reţeaua fiind reprezentată suficient de detaliat pe calculator.

Rezultatele obţinute atestă următoarele:

— stabilitatea funcţionării compensatorului sincron de 60 MVar în timpul avariilor este satisfăcătoare, atît în regim iniţial supraexcitat

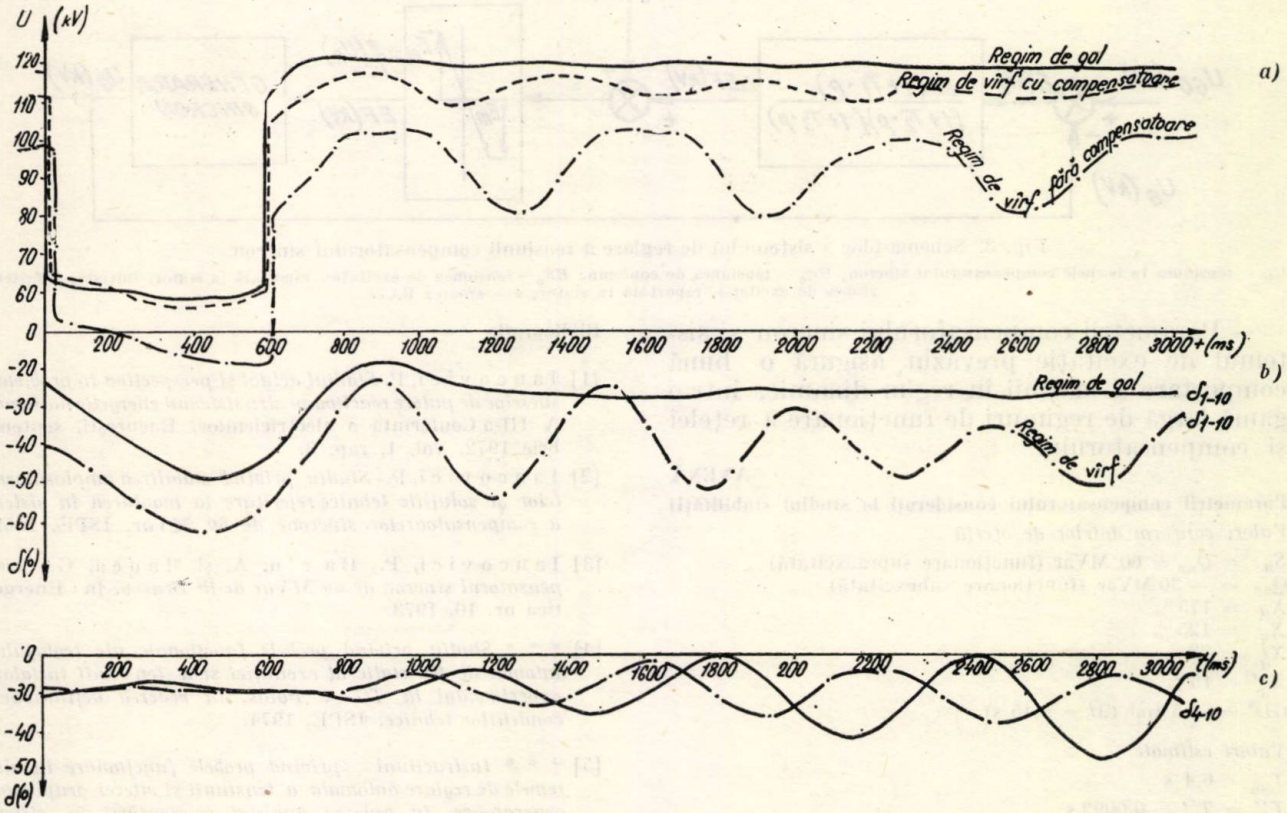


Fig. 2. Variaţia tensiunii şi unghiurilor în regim dinamic (scurtcircuit trifazat pe plecare 110 kV). Influenţa compensatorului sincron

a — tensiune la bara 110 kV; *b* — compensator — unghiuri relative; *c* — generatoare sistem — unghiuri relative cu şi fără compensatoare, regim de vîrf. *Observaţie* — Indicele numeric al unghiurilor: *1* — compensator, *4* — generator apropiat de zona cu defect; *10* — generator de referinţă. Scurtcircuitul este eliminat la 0,2 + 0,4 s.

Examinarea s-a făcut atît pentru funcţionare în regimuri de sarcini mari, cu compensatoarele supraexcitate (60 MVar), cît şi în regimuri de gol, cu compensatoarele subexcitate (−28 MVar).

Caracteristicile principale ale compensatorului sincron şi sistemului de excitaţie sînt date în anexa 1 şi sînt luate în concordanţă cu documentaţia de ofertă a compensatorului sincron românesc, iar în lipsa unor date necesare calculelor s-au luat valori estimate, în concordanţă cu valorile uzual întîlnite (vezi anexa).

Se menţionează că pentru RAT s-au considerat aceleaşi caracteristici ca cele măsurate la sistemul de excitaţie montat experimental pe grupul de 60 MW.

În figura 2 sînt prezentate rezultatele de calcul obţinute în cazul unui scurtcircuit trifazat pe LEA 110 kV eliminat de la cele două capete la 0,2, respectiv 0,6 s.

cît şi subexcitat; această concluzie a rezultat valabilă chiar în cazul utilizării unui sistem clasic cu excitatrice rotativă şi a unui plafon de excitaţie relativ redus;

— prezenţa compensatoarelor sincrone are un efect favorabil evident asupra stabilităţii de funcţionare a ansamblului reţelei, eliminînd tendinţa de instabilitate ce apare la scurtcircuite polifazate în zonă.

Concluzii

— Compensatoarele sincrone de 60 MVar s-au prevăzut în dotarea reţelelor de transport ale sistemului nostru energetic, pentru reglajul tensiunii şi compensarea puterii reactive.

— Pentru racordarea la sistem a compensatoarelor de 60 MVar, s-a preferat soluţia de racordare la terţiarul autotransformatoarelor de 220/110/10,5 kV, fiind posibile însă şi alte soluţii.

— Varianta de pornire cu autotransformator, adoptată din considerente tehnico-economice și de siguranță, oferă și posibilități ulterioare de simplificare.

E_M = 46,6 kV (plafonul maxim pozitiv al excitației statice, pentru 1,6 u.r.)
E_m = −46,6 kV (plafon maxim negativ al excitației)
Tr_1 = 0,02 s, Tr_2 = 0 s (constante de timp de întîrziere ale RAT)

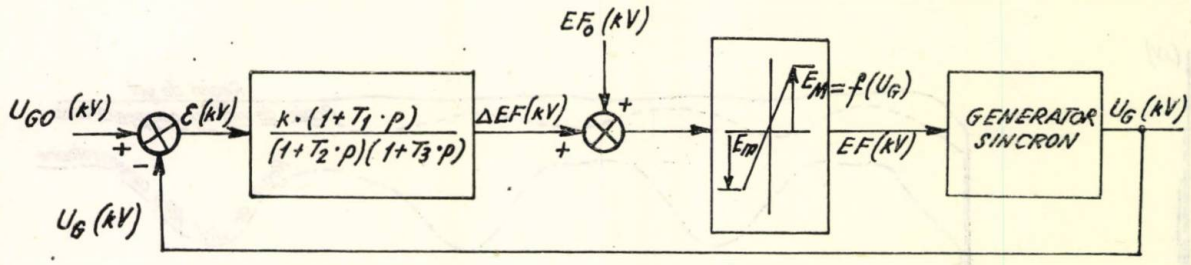


Fig. 3. Schema-bloc a sistemului de reglare a tensiunii compensatorului sincron.
U_G – tensiunea la bornele compensatorului sincron; U_{G_0} – tensiunea de consemn; EF_0 – tensiunea de excitație, raportată la stator, inițială; EF – tensiunea de excitație, raportată la stator; ε – eroarea RAT.

— Parametrii compensatorului sincron și sistemul de excitație prevăzut asigură o bună comportare a mașinii în regim dinamic, într-o gamă largă de regimuri de funcționare a rețelei și compensatorului.

ANEXĂ

Parametrii compensatorului considerați la studiul stabilității

Valori conform datelor de ofertă

$S_n = Q_{np} = 60$ MVar (funcționare supraexcitată)
$Q_{na} = -30$ MVar (funcționare subexcitată)
$X_d = 175\%$
$X_q = 125\%$
$X'_d = 28\%$
$X''_d = 15\%$
$GD^2 = 89{,}5$ tm² ($M = 4{,}15$ s)

Valori estimate

$T'_{d0} = 6{,}4$ s
$T''_{d0} = T''_{q0} = 0{,}0099$ s
$K_T = 50$ (coeficient de amplificare al RAT pe canalul abaterii tensiunii statorice)

Bibliografie

[1] Iancovici, P. *Stadiul actual și perspectiva în problema surselor de putere reactivă pentru sistemul energetic național.* A III-a Conferință a electricienilor. București, septembrie 1972, vol. 1, rap. 3.

[2] Iancovici, P. *Studiu privind stabilirea amplasamentelor și soluțiile tehnice referitare la montarea în sistem a compensatoarelor sincrone de 60 MVar.* ISPE, 1966.

[3] Iancovici, P., Baciu, A. și Manea, G. *Compensatorul sincron de 60 MVar de la Brașov.* În: Energetica nr. 10, 1973.

[4] * * * *Studiu privind probele funcționale ale reglajului automat de tip static al excitației și a tensiunii instalate experimental la TG—2 Palas, în vederea definitivării condițiilor tehnice.* ISPE, 1974.

[5] * * * *Instrucțiuni privind probele funcționare în sistemele de reglare automată a tensiunii și vitezei grupurilor generatoare, în vederea analizei comportării în sistem* ISPE, 1975.

(Articol intrat în redacție la 10 iulie 1975)

Unele aspecte ale corelării nivelurilor de scurtcircuit din rețelele de distribuție cu curenții de pornire, respectiv de autopornire, ai motoarelor

Ing. **Dr. Pătrășescu***)

Este cunoscut că valorile curenților de autopornire și de pornire ai celor mai mari motoare constituie, pentru unele rețele de distribuție de medie tensiune — mai cu seamă pentru cele ale serviciilor proprii din centrale termoelectrice cu blocuri de mare putere—, elemente determinante pentru alegerea nivelului de scurtcircuit [1], [2], [3]. În asemenea cazuri există tendința firească de soluționare a necesităților de pornire și autopornire printr-o dimensionare cît mai puțin costisitoare a instalațiilor, deci cu menținerea nivelului de dimensionare la scurtcircuit în limitele corespunzătoare echipamentului de fabricație curentă, procurabil la prețuri moderate.

Acest lucru nu permite prevederea unor diferențe foarte mari între valorile calculate pentru curenții de scurtcircuit efectivi și cei pentru dimensionarea instalațiilor. Această creștere a nivelului de precizie în dimensionare implică investigarea și evaluarea și a unor efecte de importanță mai mică, așa cum este aportul motoarelor la curenții de scurtcircuit din momentul desprinderii contactelor întreruptoarelor etc.

Continuînd deci unele investigații mai vechi [2], [3], lucrarea de față își propune să analizeze și să evalueze aportul motoarelor la cele două valori determinate în mod curent, și anume puterea de scurtcircuit în momentul ruperii — element determinant pentru alegerea puterii de rupere — și curentul de șoc — element determinant pentru alegerea stabilității dinamice. Nu se tratează aici efectele asupra stabilității termice a echipamentelor, care, în cazul timpilor foarte mici de funcționare a protec-

*) Ing Dragoș Pătrășescu este inginer proiectant principal la ISPE.

țiilor ce se utilizează în asemenea instalații, nu constituie, de regulă, elemente determinante în alegerea nivelului de scurtcircuit al echipamentului.

1. Aspectele fizice ale aportului la scurtcircuit al motoarelor

În cazul producerii unui scurtcircuit, motoarele nu mai sînt alimentate, încetînd deci să mai constituie mijloace de transformare a energiei electrice în energie mecanică. Datorită inerției, ele continuă să antreneze utilajele cu care sînt cuplate, dar în același timp debitează energie spre locul de scurtcircuit [2], transformîndu-se deci, din punctul de vedere al rețelei, din consumatori în surse. În momentul inițial, orice motor debitează pe scurtcircuit net la borne un curent determinat de tensiunea de funcționare în momentul anterior producerii defectului, și de impedanța proprie, deci un curent egal cu cel de pornire. La motoare asincrone, pierzîndu-se sursa de excitație constituită de rețea, curentul debitat scade foarte brusc, cu mult înaintea epuizării energiei cinetice acumulate de grupul motor-utilaj, deși în acest timp, datorită efectului de frînare al utilajului antrenat însumat cu cel datorit curentului debitat asupra unui scurtcircuit, se produce o scădere rapidă a turației motoarelor. Valoarea acestei scăderi este determinată de :

— momentul total de inerție al grupului motor-utilaj ;

— cuplul rezistent al utilajului ;

— rezistența și reactanța motorului ;

— valoarea efectivă a tensiunii în momentul producerii scurtcircuitului ;

— turația nominală a motorului.

Elementele determinante diferind de la motor la motor, gradul de frînare diferă și el de la motor la motor, astfel încît curenții debitați de motoare se decalează substanțial, ca fază, atît între ei cît și față de curentul de scurtcircuit debitat de sursele sistemului. De aceea valoarea rezultantă a curentului este sensibil inferioară sumei aritmetice a curenților, diferența crescînd în timp. Această situație conduce la micșorarea solicitărilor la scurtcircuit datorită motoarelor, iar în unele cazuri se ajunge ca existența curentului debitat de motoare să micșoreze valoarea totală a curentului de scurtcircuit.

Totdeauna unele elemente de instalații sînt solicitate de curentul de șoc total rezultat din însumarea aportului surselor generatoare cu aportul tuturor motoarelor care se pot afla în funcțiune la un moment dat.

În cazul întreruperilor foarte rapide (protecții instantanee care acționează asupra unor dispozitive de acționare fără elemente lente), întreruperea se poate face în timpul în care mai există curentul de scurtcircuit debitat de motoare.

2. Relații cantitative

Ținînd seama de cele de mai sus, se pot scrie următoarele relații :

$$P_{sc.\,c.\,t} = P_{sc.\,c.\,s} + K_a N_N \tag{1}$$

$$I_{\hat{s}oc.\,t} = I_{\hat{s}oc.\,s} + X_m k \sqrt{2}\, I_N \tag{2}$$

$$K = \frac{P_{sc.\,m.\,0}}{N_n} \tag{3}$$

$$a = \frac{P_{sc.\,c.\,t}}{P_{sc.\,c.\,0}}, \tag{4}$$

în care

$P_{sc.c.\,t}$ este puterea totală de scurtcircuit care urmează să fie comparată cu puterea de rupere a întreruptoarelor ;

$P_{sc.c.\,s.}$ — puterea de scurtcircuit debitată de sursele generatoare ;

$P_{sc.\,m}$ — puterea de scurtcircuit debitată de motoare la timpul 0 (momentul producerii scurtcircuitului) ;

N_N — suma puterilor nominale aparente ale motoarelor în funcțiune în regimul maxim de funcționare ;

$I_{\hat{s}oc.\,t}$ — curentul total de șoc care urmează a fi comparat cu stabilitatea dinamică ;

$I_{\hat{s}oc.\,s}$ — curentul de șoc debitat de sursele generatoare ;

X_m — coeficientul de șoc al motoarelor definit în prescripții [4] ;

I_N — suma curenților nominali ai motoarelor în regimul maxim de funcționare. În cazul în care nivelul curenților de scurtcircuit debitați de sursele generatoare are o valoare minimă, obligată de condițiile de autopornire, în relațiile (1) și (2) se pot introduce valorile minime stabilite anterior [2], [3], ele devenind :

$$P_{sc.c.t} = KN_N \frac{c}{1-c} + K_a N_N = KN_N \left(\frac{c}{1-c} + a \right) \tag{5}$$

$$I_{\hat{s}oc.t} = X_s K \sqrt{2\, I_N} \frac{c}{1-c} + X_m K \sqrt{2\, I_N} =$$

$$= KI_N \sqrt{2} \left[X_s \frac{c}{1-c} + X_m \right], \tag{6}$$

în care

c este valoarea relativă a căderilor de tensiune maxime admise ;

X_s — coeficientul de șoc al surselor sistemului definit în prescripții [4].

Valori identice pentru N_N se obţin prin egalitatea :

$$\frac{\sqrt{3}U_n I_r}{K\left[\frac{c}{1-c}+a\right]} = \frac{\sqrt{3}U_n I_d}{K\sqrt{2}\left(X_r\frac{c}{1-c}+X_m\right)}$$

$$I_d = \sqrt{2}\frac{X_r\frac{c}{1-c}+X_m}{\frac{c}{1-c}+a} I_r, \qquad (7)$$

în care

I_d — curentul de stabilitate dinamică ;
U_n — tensiunea nominală.
I_r — curentul de rupere.

La compararea valorilor obţinute din calcul pentru puterea totală de scurtcircuit şi pentru curentul total de şoc cu puterea de rupere, respectiv cu stabilitatea dinamică a echipamentului, mai trebuie ţinut seamă de următoarele :

— nivelul de precizie şi încredere în datele de bază ale echipamentelor (toleranţe standardizate, stadiul în care se află realizarea echipamentelor noi etc.) ;
— precizia metodelor de calcul folosite ;
— probabilitatea modificării în viitor a datelor de bază.

Corelarea valorică a datelor de calcul cu performanţele nominale la scurtcircuit ale echipamentelor se va face funcţie de elementele de mai sus şi de posibilităţile de procurare în condiţii economice.

Posibilităţile de alimentare de la o înfăşurare secundară de transformator a unei instalaţii dimensionate pentru un anumit nivel de scurtcircuit sînt plafonate de cea mai mică dintre valorile rezultate din relaţiile de mai jos :

$$N_N = \frac{P_r}{K\left[\frac{c}{1-c}+a\right]} \qquad (8)$$

$$N_N = \sqrt{3}\,U_n \frac{I_d}{K\sqrt{2}\left(X_r\frac{c}{1-c}+X_m\right)} \qquad (9)$$

în care P_r este puterea de rupere a întreruptoarelor.

3. Exemplificări numerice

Pentru fixarea ideilor şi pentru aprecierea corectă a ordinului de mărime al ponderii aportului motoarelor, în tabelul 1 au fost date valorile obţinute dintr-un calcul efectuat în Institutul de studii şi proiectări energetice pentru unul dintre tipurile de blocuri de mare putere.

Calculele au fost efectuate pe calculatorul numeric IRIS—50 pe baza datelor tehnice obţinute de la proiectanţii, respectiv furnizorii echipamentelor, cu utilizarea unei metodologii de calcul care ţine seama de variaţiile de unghi ale fiecărei surse pe durata procesului.

Au fost notate cu :

t — timpul, în secunde ;
I_t — curentul total de scurtcircuit ;
$I_{t\,max}$ — valoarea maximă a curentului total de scurtcircuit ;
I_m — suma geometrică a curenţilor de scurtcircuit debitaţi de motoare ;
$I_{m\,max}$ — valoarea maximă a lui I_m.

A fost preferată prezentarea numerică în valori relative faţă de prezentarea grafică sau în valori absolute, pentru a sesiza mai bine situaţia în domeniul valorilor mici ale I_m şi importanţa fenomenului în decursul timpului.

Tabelul 1

t	$\frac{I_t}{I_{t.max}}$	$\frac{I_m}{I_{t.max}}$	$\frac{I_m}{I_{m.max}}$
0,00	1	0,398	1
0,01	0,935	0,335	0,845
0,02	0,885	0,277	0,720
0,03	0,836	0,241	0,606
0,04	0,798	0,203	0,513
0,05	0,745	0,170	0,415
0,06	0,73	0,141	0,355
0,07	0,704	0,117	0,294
0,08	0,680	0,095	0,240
0,09	0,661	0,077	0,193
0,10	0,64	0,061	0,153
0,11	0,63	0,049	0,123
0,12	0,62	0,036	0,091
0,13	0,61	0,025	0,064
0,14	0,598	0,017	0,043
0,15	0,591	0,011	0,027
0,16	0,486	0,005	0,014
0,17	0,58	0,001	0,004
0,18	0,576	—0,001	—0,004
0,19	0,575	—0,0037	—0,009
0,20	0,573	—0,050	—0,013

Se observă că :

— Curentul debitat de motoare are o pondere importantă în primele momente, ajungînd însă repede la valori practic neglijabile.

— La timpi peste 0,18 s, acest curent diminează valoarea curentului total de scurtcircuit.

— Aportul motoarelor este important la curentul de şoc şi poate fi redus la curentul rupt în cazul unei întreruperi foarte rapide ; motoarele nu au practic nici un aport la curentul întrerupt în cazul declanşărilor temporizate sau în cazul folosirii unor dispozitive de acţionare mai puţin rapide.

Folosind date din acest tabel şi alte cifre uzuale, se pot stabili cîteva relaţii simplificate în vederea evaluării rapide a unor situaţii concrete.

Se iau valorile următoare :

$$c = 0{,}7 \quad X_r = 1{,}8 \quad X_m = 1{,}6 \quad a = 0{,}2$$

În cazul autopornirii de la 0, deci în cazul unei întreruperi de tensiune de durată, $k = 5{,}5$, iar în cazul unei întreruperi de scurtă durată $k = 3{,}5$. Relaţia (5) devine :

$$\text{Pentru } k = 5{,}5, \qquad P_{sc.\,c.\,t} = 14\ N_N \qquad (10)$$

$$\text{Pentru } k = 3{,}5, \qquad P_{sc.\,c} = 8{,}9\ N_N \qquad (11)$$

Se observă că pentru $a = 0{,}2$ puterea totală de scurtcircuit rezultată este cu circa 8 % mai mare decît pentru $a = 0$.

Relaţia (6) devine :

$$\text{Pentru } k = 5{,}5, \qquad I_{şoc.\,t} = 45{,}2\ I_N \qquad (12)$$

$$\text{Pentru } k = 3{,}5, \qquad I_{şoc.\,t} = 28{,}8\ I_N \qquad (13)$$

Relaţia (8) devine :

$$\text{Pentru } k = 5{,}5, \qquad N_N = \frac{P_r}{14} \qquad (14)$$

$$\text{Pentru } k = 3{,}5, \qquad N_N = \frac{P_r}{8{,}9} \qquad (15)$$

Relația (9) devine :

$$\text{Pentru } k = 5{,}5, \qquad N_N = 0{,}23\ I_d \tag{16}$$

$$\text{Pentru } k = 3{,}5, \qquad N_N = 0{,}352\ I_d \tag{17}$$

Utilizînd relațiile (14), (15), (16), (17) pentru determinarea limitelor diverselor tipuri de întreruptoare românești, rezultă :

Pentru $IUP-M-10-630$ (1000) :

$$\text{La } k = 5{,}5 \quad N_N = \frac{P_r}{14} = \frac{200}{14} = 14{,}3 \text{ MVA}$$

$$N_N = 0{,}23\ I_d = 0{,}23 \times 76{,}5 = 17{,}6 \text{ MVA},$$

deci 14,3 MVA.

$$\text{La } k = 3{,}5 \quad N_N = \frac{P_r}{8{,}9} = \frac{200}{8{,}9} = 22{,}5 \text{ MVA}$$

$$N_N = 0{,}352\ I_d = 0{,}352 \times 76{,}5 = 27 \text{ MVA},$$

deci 22,5 MVA.

Pentru IO—15—630 (1250, 2500) :

$$\text{La } k = 5{,}5 \quad N_N = \frac{P_r}{14} = \frac{250}{14} = 17{,}8 \text{ MVA}$$

$$N_N = 0{,}23 \quad I_d = 0{,}23 \times 76{,}5 = 17{,}6 \text{ MVA}$$

deci 17,6 MVA.

$$\text{La } k = 3{,}5 \quad N_N = \frac{P_r}{8{,}9} = \frac{250}{8{,}9} = 28 \text{ MVA}$$

$$N_N = 0{,}352 \quad I_d = 0{,}352 \times 76{,}5 = 27 \text{ MVA}$$

deci 27 MVA.

Pentru IO—15—1250 (2500) B :

$$\text{La } k = 5{,}5 \quad N_N = \frac{P_r}{14} = \frac{400}{14} = 28{,}6 \text{ MVA}$$

$$N_N = 0{,}32 \quad I_d = 0{,}23 \times 150 = 34{,}5 \text{ MVA}$$

deci 28,6 MVA.

$$\text{La } k = 3{,}5 \quad N_N = \frac{P_r}{8{,}9} = \frac{400}{8{,}9} = 45 \text{ MVA}$$

$$N_N = 0{,}352 \quad I_d = 0{,}352 \times 150 = 52{,}9 \text{ MVA},$$

deci 45 MVA.

Se observă că ridicarea stabilității dinamice la un nivel mai ridicat decît cel corespunzător puterii de rupere la seria IO—15 B mărește simțitor posibilitățile acestor echipamente.

Aplicînd relația (7), se obține valoarea stabilității dinamice la care performanțele echipamentului sînt cel mai bine folosite, și anume

$$I_d = \sqrt{2}\,\frac{1{,}8\,\dfrac{0{,}7}{1-0{,}7} + 1{,}6}{\dfrac{0{,}7}{1-0{,}7} + 0{,}2}\,I_r = 3{,}24\ I_r. \tag{18}$$

deci cu 28 % peste valoarea curentă de 2,54 I_r.

Concluzii

Aportul motoarelor la curenții de scurtcircuit constituie unul dintre elementele determinante în stabilirea schemelor de distribuție, mai cu seamă în cazul serviciilor proprii ale centralelor electrice cu blocuri de mare putere, corelat cu performanțele la scurtcircuit ale echipamentelor. Ponderea acestui aport este deosebit de mare în curenții de șoc, care solicită stabilitatea dinamică a echipamentelor, și poate prezenta importanță la curenții efectiv rupți de întreruptoare. Relațiile stabilite permit stăpînirea prin calcul.

Exemplele numerice prezentate permit orientarea în aspectele cantitative ale fenomenelor, iar relațiile (12)—(18) permit și efectuarea unor calcule rapide de primă aproximație. Relațiile (12)—(18) nu pot fi considerate ca general utilizabile, atît datorită plajei mari de valori întîlnite în practică, cît și numărului încă restrîns de cazuri concrete pentru care se dispune de calcule de mare precizie, bazate pe date de bază fundamentate.

Problema participării la curentul rupt de întreruptoare necesită o mențione specială, întrucît este foarte puțin cunoscută și practic netratată în literatură.

Reamintim că acest aport are importanță valorică numai în cazul protecțiilor instantanee care comandă dispozitive de acționare rapidă. În cazul utilizării unor întreruptoare la care $I_d = 2{,}54\ I_r$, caz foarte curent, și la care s-a făcut verificarea stabilității dinamice ținîndu-se seama de aportul motoarelor, nu mai este necesară și calcularea aportului motoarelor pentru verificarea puterii de rupere. În celelalte cazuri este necesar ca, încă de la dimensionările preliminare, să se ia în considerare un aport al motoarelor, pentru a cărui apreciere preliminară se pot folosi datele din tabelul 1.

Se apreciază că aceste valori se înscriu în diferențele de 15—20 %, și mai mult, dintre puterea de scurtcircuit rezultată din calcul ca debitată de sursele sistemului și puterea de rupere, uzuale în practica proiectării din țară. Mai dificilă din acest punct de vedere pare a fi situația în unele practici străine unde se lucrează cu diferențe de acest fel de valori mult mai reduse [5].

Bibliografie

[1] Nitu, V., Constantinescu, E., Negreanu, C., Rașcu, P., Stoleru, B., Vintilescu, M. și Voinea, D. *Instalațiile electrice ale centralelor și stațiilor*. Editura tehnică, București, 1972.

[2] Pătrășescu, D. *Probleme specifice ale serviciilor proprii în centralele termoelectrice de mare putere*. În : Energetica, 16, nr. 6, 1968.

[3] Pătrășescu, D., Stein, M., Vintilescu, M. și Horodniceanu, M. *Corrélation du niveau de court-circuit des installations pour services auxiliaires dans les centrales thermo-électriques de haute puissance avec les nécessités du démarrage et de l'autodémarrage des grands moteurs*. Bul. ISPE, XII, nr. 3, 1969.

[4] * * * Ministerul Energiei Electrice. *Instrucțiuni pentru dimensionarea și verificarea instalațiilor electroenergetice la solicitări mecanice și termice în condițiile curenților de scurtcircuit*. PE 103/70. Oficiul de documentare energetică București, 1973

[5] Sénéchant, P. și Binois, M. *La première unité de 600 MW de la nouvelle centrale thermique „Porcheville B"*. În : Revue Générale de l'Electricité, 11, 1966.

(Articol intrat în redacție la 12 septembrie 1947)

Metode și aparate moderne pentru localizarea defectelor în cablurile electrice de forță

Ing. N. Terchilă*)

Tehnologia localizării defectelor în cablurile electrice de forță de medie și joasă tensiune a cunoscut în ultimele două decenii o dezvoltare apreciabilă și a ajuns în prezent într-o fază staționară, în sensul că s-a consacrat o metodologie de lucru și cîteva tipuri de aparate de măsură care, ca urmare a rezultatelor pozitive pe care le-au demonstrat în practică, au fost general acceptate. Problema care se pune astăzi nu mai este o problemă de loc, ci una de timp, cu alte cuvinte nu mai pot exista îndoieli asupra locului „unde este defectul?", ci se pune doar întrebarea „cît timp este necesar pentru găsirea defectului?". Acest mod de a privi problema este deosebit de important la sectoarele industriale pentru care alimentarea continuă cu energie electrică este un factor vital, unde deci întreruperea alimentării cu energie electrică poate duce la degradarea unei părți însemnate din producție sau la distrugerea unor însemnate valori materiale.

Ținînd seama de acest aspect, în cele ce urmează se prezintă o sinteză succintă a metodelor devenite astăzi de aplicație generală pentru localizarea defectelor în cablurile electrice subterane.

Trebuie precizat de la început că problema nu poate fi rezolvată printr-o metodă sau un aparat universal. Există în schimb o serie de procedee, constituite dintr-o succesiune de mai multe operații, care trebuie aplicate și adaptate în raport cu natura și caracteristicile defectului, unde avem de-a face în general cu o varietate și individualitate apreciabile. În acest sens seturile complete de măsură, care grupează într-un ansamblu toate aparatele necesare, dar mai ales autodubele-laborator echipate special pentru localizări de defecte, și-au demonstrat pe deplin eficacitatea, atît datorită operativității pe care o oferă ansamblul, precum și datorită faptului că se dispune de un echipament complet, capabil să răspundă oricărei situații.

Metodologia de lucru

Operațiile și aparatele de măsură necesare pentru localizarea unui defect se pot împărți în patru grupe principale :

a) Sesizarea și determinarea naturii defectului (scurtcircuit — punere la pămînt — întrerupere). Se face prin măsurări de rezistență.

b) Prepararea defectului prin instalații de ardere.

c) Localizarea relativă a defectului, înțelegînd prin aceasta măsurarea distanței de la capătul cablului la defect. Se utilizează metode ecometrice.

d) Localizarea absolută a defectului, adică determinarea punctului din teren unde se găsește defectul. Se aplică metode acustice sau inductive.

Sesizarea și determinarea naturii defectului

Aplicabilitatea metodelor moderne de localizare este condiționată de realizarea unei situații-limită la locul defectului, în sensul că la un scurtcircuit sau punere la pămînt rezistența de trecere trebuie să fie de cel mult cîțiva ohmi, iar în cazul unei întreruperi trebuie să fie de cel puțin cîteva sute de ohmi.

Prima orientare asupra naturii defectului și asupra posibilității de a proceda imediat la localizare, sau, dimpotrivă, a necesității de a efectua în prealabil o preparare a defectului, se obține prin măsurători de rezistență a conductoarelor față de pămînt și între ele, precum și a buclelor ce se pot forma prin scurtcircuitarea a cîte două conductoare la capătul opus al cablului. Instrumentul cel mai potrivit pentru această operație îl constituie ohmmetrele cu un domeniu de măsură (la capătul scalei, de obicei neliniare) de circa 1 kΩ. În felul acesta, valorile care interesează în mod special (în jur de 20 ohmi) se găsesc la mijlocul scalei.

Prepararea defectului

Dacă defectul nu satisface condiția enunțată la alineatul precedent, ci se prezintă sub forma unei străpungeri cu rezistență de trecere mare sau inconstantă, este necesar să fie adus la o valoare constantă și mai mică cu cel puțin un ordin de mărime decît impedanța caracteristică a cablului. Procesul fizic care conduce la această micșorare a rezistenței de trecere este cunoscut sub denumirea de „ardere a defectului". În principiu, operația decurge în următoarea succesiune : prin străpungeri (la început intermitente) la valori mari de tensiune se creează la locul defectului o vînă conductoare de mare rezistență, dar continuă de la conductor la manta (respectiv la al doilea conductor în caz de scurtcircuit). Prin mărirea progresivă și bine dozată a curentului de ardere, se realizează carbonizarea pe o grosime din ce în ce mai mare a materialului izolant din jurul vînei conductoare inițiale, pînă ce se ajunge în final la o punte de cărbune stabilă și de mică rezistență electrică. Un curent de ardere prea mic ține în loc arderea ; dimpotrivă, un curent prea mare sau crescut prea brusc poate duce la dezintegrarea punții conductoare formate și operația trebuie reluată de la început.

*) Nicolae Terchilă este inginer la Grupul de șantiere „Electromontaj" — Sibiu.

Metoda adoptată pentru localizarea absolută a defectului decide asupra gradului pînă la care trebuie mers cu arderea. Pentru aplicarea metodelor inductive se recomandă realizarea unei punți de scurtcircuit stabile, de preferință prin contact metalic (material topit din mantaua cablului). Dimpotrivă, dacă localizarea absolută se face prin metoda acustică (tensiune de impuls), puntea de scurtcircuit trebuie să fie formată exclusiv din material izolant carbonizat, suficient de rezistent față de impulsurile aparatelor ecometrice, dar care se dezintegrează sub efectul șocului produs de tensiunea de impuls și creează astfel premise favorabile pentru descărcări cu conținut mare de energie la locul defectului.

Pentru a evita încărcarea cu putere reactivă, aparatele de ardere moderne lucrează aproape exclusiv în tensiune redresată. Utilizarea tensiunii alternative de 220 V este indicată la cablurile de joasă tensiune, în special dacă nu este posibil să se debranșeze toți consumatorii. Experiența a demonstrat că, pentru majoritatea cazurilor, o tensiune de 0,1 la 10 kV și o putere de ardere de 0,5 la 5 kVA duc la rezultat. La scurtcircuit între două conductoare, se recomandă ca în timpul operației de ardere unul dintre acestea să fie legat la mantaua cablului, respectiv la pămînt.

Localizarea relativă a defectului

Pentru determinarea distanței de la capătul cablului pînă la locul defectului se utilizează în mod aproape exclusiv metode ecometrice. Aparatele bazate pe acest principiu emit periodic impulsuri de tensiune (amplitudine circa 20—60 V) care sînt introduse în cablul defect. Impulsurile sînt reflectate în punctele care prezintă o variație de impedanță în raport cu impedanța caracteristică a cablului și se întorc la capăt, unde sînt captate de aparat. Timpul de parcurs, de la ieșirea impulsului de emisie pînă la intrarea impulsului reflectat, este vizualizat pe ecranul unui tub catodic. El dă măsura distanței pînă la defect prin înmulțire cu viteza de propagare a impulsului în cablu și împărțire la 2. La rîndul ei, viteza de propagare depinde de construcția cablului, în special de constanta dielectrică a izolației sale.

Trebuie remarcat că toate neregularitățile în *impedanța* cablului, deci și cele care nu pot fi sesizate printr-o măsurare de rezistență cu ohmmetrul, dau naștere la reflexii. Gradul reflexiei depinde de raportul între impedanța obstacolului și impedanța caracteristică a cablului. Impedanțele mai mari decît impedanța caracteristică provoacă reflexii pozitive, cele mai mici, reflexii negative. Datorită acestui fapt, pe ecranul tubului catodic apar toate accidentele de structură ale cablului, ca, de exemplu : manșoane de joncțiune, manșoane de derivație, capetele derivațiilor și bineînțeles capătul trunchiului principal, porțiuni cu infiltrații de apă, schimbări de dielectric etc. Această particularitate a metodei de măsură poate oferi în multe cazuri puncte de reper suplimentare. Se poate, de exemplu, determina poziția unui defect în raport cu un manșon de joncțiune. Pe de altă parte însă, la cabluri cu structură complicată (cabluri de distribuție de joasă tensiune cu multe derivații) apare un număr de reflexii care împînzesc imaginea și fac imposibilă interpretarea ei.

Pentru înlăturarea acestor neajunsuri, precum și pentru mărirea preciziei de măsurare, locatoarele ecometrice moderne (fig. 1) sînt prevăzute cu o serie de dispozitive auxiliare, dintre care mai importante sînt următoarele :

— *Variația duratei impulsului de emisie.* Pentru cabluri scurte se recomandă impulsuri cu durată scurtă, care au o putere de rezolu-

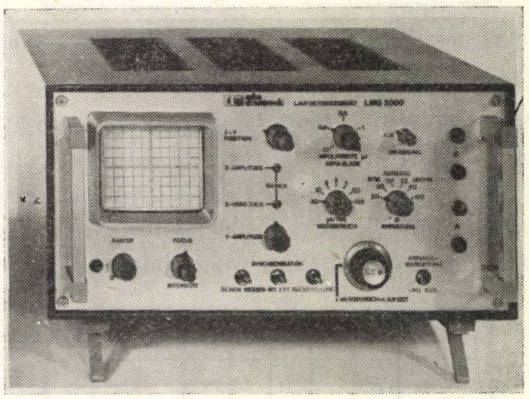


Fig. 1. Locator de defecte prin impulsuri.

ție mare și dau o imagine bogată în detalii. Pentru cabluri lungi se utilizează, în schimb, impulsuri de durată mai mare, care sînt mai puțin atenuate pe parcurs.

— *Compensarea impulsului de emisie* dă posibilitatea localizării precise a defectelor situate foarte aproape de începutul cablului.

— *Compararea fazelor* se realizează cu ajutorul unui releu care comută cu o frecvență suficient de mare locatorul de defecte de pe faza defectă pe o fază sănătoasă a aceluiași cablu. Pînă la locul defectului, imaginile pe locator ale celor două faze se suprapun : începînd de la defect, linia imaginii se bifurcă. În figura 2 este redată imaginea unui cablu avînd o punere la pămînt la capătul opus. Linia care, de la punctul de bifurcație, merge în sus provine de la faza sănătoasă, marcînd sfîrșitul cablului, în timp ce faza scurtcircuitată dă naștere liniei coborîtoare. Prin acest procedeu punctul de defect poate fi determinat cu precizie. —

— *Metoda diferențială* permite o recunoaștere și mai clară a ecoului de defect la cablurile cu reflexii multiple. Impulsurile reflectate de faza defectă și de faza sănătoasă de referință sînt

puse în opoziţie şi se anulează, cu excepţia ecoului de defect, care rămîne necompensat şi apare foarte evident pe ecran (fig. 3). Cu ajutorul acestei metode pot fi localizate defecte cu o rezistenţă de trecere de cîteva sute de ohmi fără ardere prealabilă.

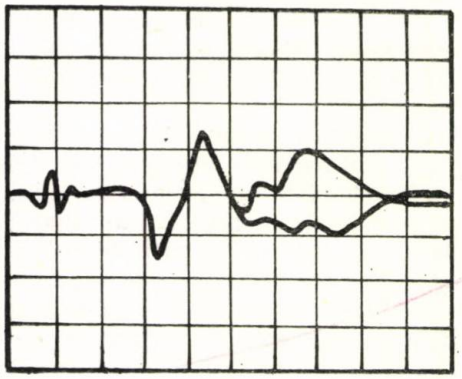


Fig. 2. Punere la pămînt la capătul cablului pusă în evidenţă prin compararea fazelor.

Defectele între două faze cu o rezistenţă de trecere de ordinul a cîteva mii de ohmi pot fi localizate prin metoda folosită pentru determinarea punctelor de cuplaj. Impulsul de emisie se trimite pe prima fază defectă, în timp

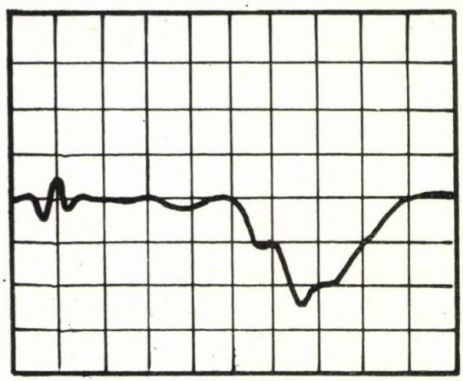


Fig. 3. Aceeaşi punere la pămînt pusă în evidenţă prin metoda diferenţială.

ce impulsul reflectat se culege de pe cea de-a doua fază defectă. Pentru aplicarea acestei metode, generatorul de impulsuri trebuie să poată fi separat de circuitul de intrare al impulsului reflectat în locator.

Localizarea absolută

Locatoarele de construcţie modernă permit măsurarea distanţei la defect cu o precizie remarcabilă, mergînd pînă la 0,1% din lungimea cablului. Dificultăţile apar la transpunerea pe teren a acestei distanţe, deoarece, de cele mai multe ori, traseul cablului, curbele, rezervele etc. se cunosc numai cu aproximaţie. Aceste incertitudini fac necesară o detectare exactă a traseului cablului în zona rezultată din localizarea relativă şi găsirea punctului din teren unde se află defectul, prin metode de localizare absolută.

Metoda acustică

Este în prezent metoda cea mai frecvent utilizată pentru localizarea defectelor în cablurile electrice de forţă. Ea se bazează pe detectarea undelor sonore emise de zgomotul care însoţeşte o descărcare electrică (cu conţinut mare de energie) la locul defectului. Pentru producerea descărcării se utilizează generatoarele de tensiune de impuls (fig. 4). Un astfel de aparat constă dintr-un condensator de mare capacitate, care se încarcă la tensiune înaltă printr-o sursă de curent continuu adecvată (redresor de înaltă tensiune). Tensiunea de încărcare a condensatorului trebuie să fie superioară tensiunii de amorsare a defectului. Sarcina electrică acumulată în condensator se descarcă în cablul defect printr-un eclator cu sfere comandat electromagnetic.

Descărcarea electrică la locul defectului produce unde acustice, care sînt interceptate cu ajutorul unui microfon a cărui construcţie ţine seama de particularităţile captării sunetului ce se propagă prin sol (geofon). Semnalul recepţionat de microfon este prelucrat într-un amplificator cu bandă de frecvenţă largă şi adus la o pereche de căşti telefonice. Localizarea bazată pe acest principiu se face cu o aproximaţie mai mică de 1 m.

Este evident că această metodă de localizare este foarte potrivită pentru defectele numite

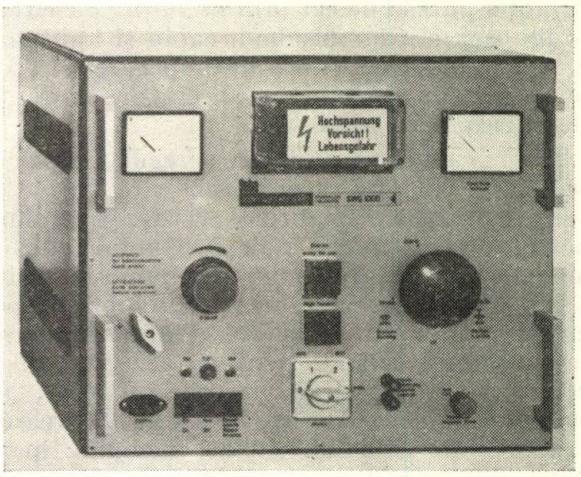


Fig. 4. Generator de tensiune de impuls.

„intermitente", adică cele la care tensiunea de amorsare nu poate fi coborîtă sub un anumit prag. Acestea sînt în general defectele din manşoane sau cele la care străpungerea se produce în aer, deci nu se poate crea o cale conductoare de curent solidă şi continuă de la un electrod la altul. Dimpotrivă, metoda nu se pretează la localizarea scurtcircuitelor nete, în special la rezistenţe de defect mai mici de 10 Ω. În asemenea cazuri însă, dacă puntea conductoare la locul defectului este constituită exclusiv din material izolant carbonizat, ea poate fi pulverizată prin cîteva descărcări energice, creîndu-se astfel la locul defectului condiţii care permit obţinerea de descărcări cu mare intensitate sonoră.

Pentru a împiedica producerea unor reflexii periculoase ale undei de impuls la capătul opus al cablului, se recomandă scurtcircuitarea şi legarea la pămînt a tuturor fazelor, ceea ce nu împiedică nicidecum descărcările la locul defectului, chiar dacă acesta se află la numai cîţiva metri de capăt.

Foarte utilă este comandarea generatorului de tensiune de impuls printr-un semnal radio, care se emite de la locul defectului atunci cînd condiţiile pentru localizare sînt optime (de exemplu, diminuarea nivelului zgomotelor ambiante, reducerea circulaţiei etc.).

Metoda inductivă

Metoda acustică este simplă şi precisă, dar nu este aplicabilă în toate cazurile, de exemplu atunci cînd defectul este un scurtcircuit net care nu mai poate fi izolat, sau în zone cu mult zgomot, sau la cablurile pozate în tuburi de protecţie, unde zgomotul descărcării se înregistrează la ieşirea din tub. În toate aceste cazuri, localizarea absolută a defectului se face prin metoda inductivă. Aceasta se bazează pe crearea, în jurul cablului defect, a unui cîmp electromagnetic de frecvenţă acustică (între 1 şi 10 kHz), cîmp care este interceptat cu o bobină de sondaj, amplificat şi vizualizat cu ajutorul unui aparat indicator sau ascultat într-o pereche de căşti telefonice. Anumite modificări de structură ale acestui cîmp electromagnetic pot da indicaţii cu privire la poziţia defectului.

Procedeul cel mai frecvent utilizat este acela al „detectării pasului de răsucire a vinelor cablului". El poate fi aplicat la scurtcircuite între două faze fără contact cu pămîntul. Rezistenţa de trecere a defectului trebuie să fie mai mică de 10 Ω. Curentul de frecvenţă acustică (între 5 şi 25 A) se introduce pe bucla formată din cele două conductoare şi defect. Deasupra traseului, pînă la locul defectului, pot fi percepute maxime şi minime ale impulsului de frecvenţă acustică, alternînd în ritmul pasului de răsucire a conductoarelor cablului. Deasupra defectului, semnalul cunoaşte o intensificare apreciabilă, după care dispare.

Pentru defectele monofazate (puneri la pămînt, scurtcircuite la mantaua metalică a cablului), metoda nu este aplicabilă. În aceste cazuri, localizarea absolută a defectului se face prin detectarea perturbaţiei pe care curentul de frecvenţă acustică, scurgîndu-se de la conductor prin defect la mantaua metalică, o introduce în structura omogenă a cîmpului electromagnetic („metoda perturbaţiei minimului").

Laboratoare utile pentru defectoscopie la cablurile electrice de forţă

Din cele prezentate se pot desprinde cîteva concluzii cu privire la condiţiile operative ale defectoscopiei la cablurile electrice de forţă.

1. Pentru localizarea unui defect este necesară efectuarea succesivă a patru operaţii distincte.

2. Pentru fiecare dintre aceste operaţii trebuie ales procedeul de lucru optim, în raport cu tipul constructiv al cablului şi cu natura defectului.

3. O parte din operaţiile specificate necesită utilizarea tensiunii înalte. Pentru eliminarea

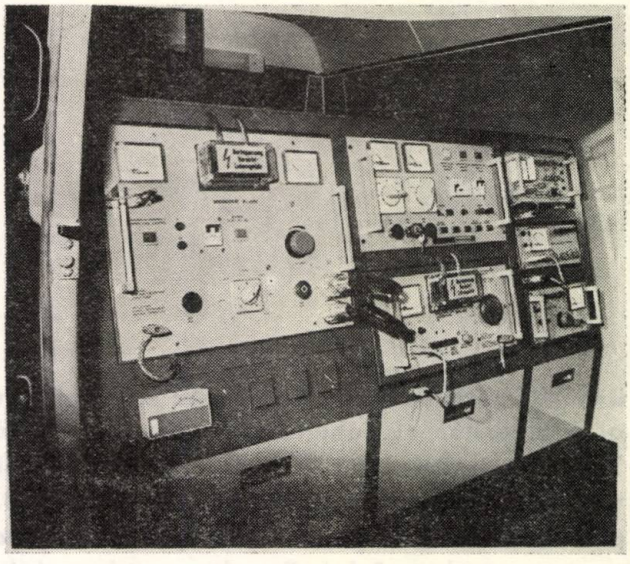


Fig. 5. Pupitru de comandă al laboratorului mobil prevăzut cu: transformator de ardere, locator de defecte prin impulsuri, generator de frecvenţă acustică, generator de tensiune de impuls, panou de alimentare, panou de repartizare.

oricărui pericol de accident este necesară adoptarea unui sistem consecvent de măsuri de protecție.

4. O parte din aparatele necesare pentru localizare au greutate apreciabilă și transportul lor la locul de lucru ridică probleme.

Cea mai bună rezolvare a acestor probleme operative o oferă instalarea fixă a tuturor echipamentelor necesare pentru localizare pe o autodubă-laborator. Pricipalele avantaje pe care o astfel de soluție le oferă sînt:

— mare mobilitate; echipamentul se deplasează în cel mai scurt timp la locul defectului;

— universalitate; echipa de intervenție are la dispoziție aparatura cea mai potrivită, oricare ar fi natura defectului;

— siguranță maximă; echipamentul este astfel instalat încît să răspundă celor mai severe norme de protecție a muncii.

Fig. 6. Autolaborator pentru localizarea defectelor în cablu.

Deși aparatele necesare pentru o localizare de defect sînt diferite ca dimensiuni, ele se pot adapta la cele mai diverse tipuri de autovehicule grație unui sistem de construcție avînd un modul de bază care se multiplică cu un număr întreg de unități. În figura 5 se arată dispunerea aparatelor de localizare în interiorul unei autodube-laborator, iar în figura 6 un laborator mobil aflat în serviciu la Uzinele „23 August" din capitală.

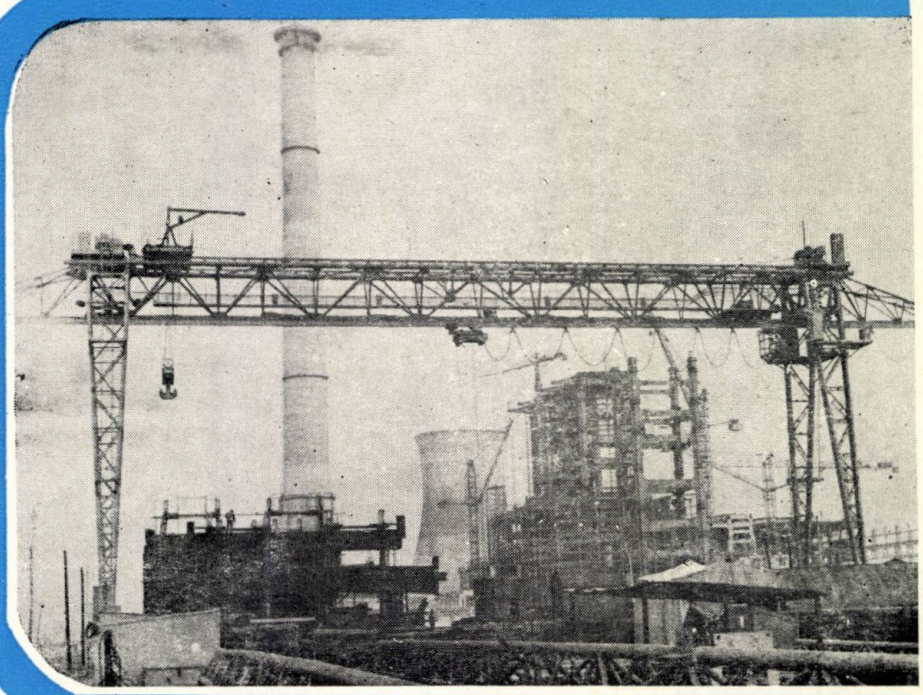
(Articol intrat în redacție la 28 aprilie 1975)

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16, Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01. BN R.S.R. - Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. „Informația" c. 1200

41 401

TRUSTUL Energomontaj



EXECUTĂ MONTAREA, PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE ŞI DAREA ÎN EXPLOATARE A ECHIPAMENTELOR ŞI INSTALAŢIILOR ENERGETICE PENTRU CENTRALE TERMOELECTRICE ŞI HIDROELECTRICE

Echipamente şi instalaţii pentru centrale termoelectrice şi centrale electrice de termoficare :
- **cazane de abur de mare capacitate şi parametri înalţi de funcţionare**
- **turbine cu abur de puteri unitare pînă la 345 MW**
- **instalaţii de combustibil pentru cărbuni, păcură, gaze**
- **alte instalaţii termomecanice şi mecanice aferente centralelor termoelectrice: recipiente, conducte, pompe etc.**

Echipamente şi instalaţii pentru centrale hidroelectrice şi instalaţii hidrotehnice :
- turbine hidraulice de orice tip, pînă la puteri unitare de 176 MW
- conducte forţate ;
- echipamente şi alte instalaţii hidromecanice şi mecanice pentru centrale hidroelectrice şi termoelectrice
- echipamente şi instalaţii pentru ecluze

Echipamente şi instalaţii electrice pentru centrale termoelectrice şi hidroelectrice, staţii electrice şi instalaţii speciale :
- instalaţii de comutaţie primară pînă la tensiunea de 400 kV inclusiv
- instalaţii de servicii interne în centrale şi staţii electrice
- instalaţii de comutaţie secundară
- instalaţii de automatizare

Bucureşti, Calea Dorobanţi nr. 105, Telefon 79.70.20, telex 335

1978 OKT 28

2039

MW

6

energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREŞTI
IUNIE 1976

0 6 12 18 24

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

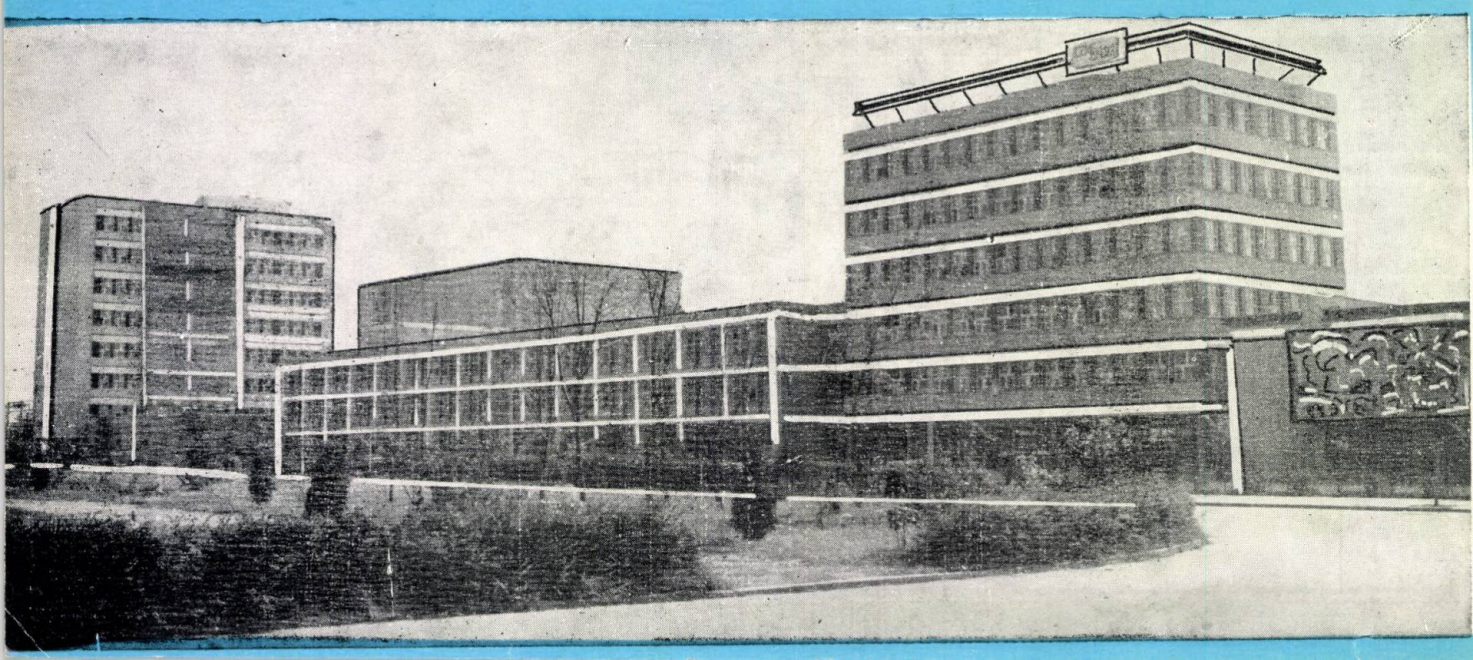
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 6 Iunie

Cuprinsul

		Pag.
N. Kertész	Consideraţii asupra corectării valorii consumului specific de căldură al turboagregatelor cu condensaţie la probele termotehnice de garanţie	181—183
W. Gooss	Spectroscopia de absorbţie în infraroşu, folosită ca metodă analitică în supravegherea uleiurilor aditivate de turbină fabricate în ţară	183—187
E. Mîrzan	Consideraţii asupra determinării pendulaţiilor care apar la subexcitarea bruscă a hidrogeneratoarelor. Analiza fenomenelor de pendulaţii apărute la CHE Rm.-Vîlcea	187—193
Gh. Iacobescu	Influenţa condiţiilor de alimentare asupra regimului termic al conductoarelor electrice	193—203
H. Albert, A. Rînea şi M. Bădin	Consumul tehnologic al reţelelor electrice de transport. Normare, evidenţă, post-calcul	204—208
G. Vădănescu, D. Drăgan şi St. Velicu	Procedee de ameliorare a funcţionării stabile a generatoarelor mari din sistem	208—212
J. Constantinescu şi M. Homoş	Algoritm şi program pentru calculul regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice prin metoda decuplării	212—216
A. Popescu	Delegarea autorităţii şi responsabilităţii	217—219
RECENZII		

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.322–81

Кертес, Н.: **Соображения, касающиеся [коррекции значения удельного потребления тепла турбогенераторов с конденсацией на теплотехнические испытания гарантии**

Методология расчета удельного потребления тепла теплоэнергетических агрегатов в теоретических условиях их работы на номинальных параметрах, на основе удельного потребления, регистрированного при фактическом функционировании, с параметрами, отличающимися от номинальных.

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 181–183

ДК 621.165:662.94

Гоосс, В.: **Спектроскопия поглощения в инфракрасных лучах, используемая как аналитический метод при наблюдении присадочных масел в турбинах, изготовленных в С.Р.Румынии**

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 183–187

ДК 621.311.2:621.3.018.001.2 (498)

Мырган, Е.: **Соображения относительно определения качаний, которые появляются при мгновенном недовозбуждении гидрогенераторов. Анализ явлений качания, появившегося в АЭС Рымнику-Вылча**

Исходя из анализа статистической и динамической устойчивости синхронных генераторов с кажущимися полюсами, представлен метод приблизительного расчета для определения качаний, возникающих благодаря быстрому недовозбуждению. Этот метод применяется при расчете некоторых качаний, возникших в АЭС Рымнику-Вылча.

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 187–193

ДК 621.315.5:621.3.017

Якобеску, Г.: **Влияние условий снабжения на тепловой режим электропроводников**

Анализируется разнообразие электрических потерь с температурой в провдинках и установлено, что как максимальное значение так и скорость их роста зависят от постоянных сети снабжения.

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 193–203

ДК 621.311:389.6 + 338.984:519.24

Алберт, Х., Рыня, А. и *Бэдин, М.:* **Технологическое потребление электрических транспортных сетей. Нормирование, учет, послерасчет**

Представлен метод номирования и планирования собственных потреблений в электросети путем использования статистических линейных и квадратических соотношений. Также представлен и метод послерасчета этих потреблений на основе отсчета измерительных аппаратов *P*, *Q*, *U*.

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 204–208

ДК 621.313.12

Вэдэнеску, Г., Дрэган, Д. и *Велику, Ст.:* **Способы улучшения устойчивой работы крупных генераторов системы**

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 208–212

ДК 621.311:518.5

Константинеску, Ж. и *Хомош, М.:* **Алгоритм и программа для расчетов постоянных режимов электроэнергетических систем через метод разъединения**

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 212–216

Попеску, А.: **Поручение уполномоченности и ответственности**

Energetica 24 (1976), № 6, стр. 217–219

РЕЦЕНЗИИ

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.322–81

Kertész, N.: **Zur Frage der Betragskorrektion des spezifischen Wärmeverbrauchs von Kondensationsturbinensätzen während der garantiemässigen Fahrversuche**

Die Methodologie zur Berechnung des spezifischen Wärmeverbrauchs von Wärmekraftwerksblocks unter den bei Normalparametern bestehenden theoretischen Fahrbedingungen an Hand des protokollierten spezifischen Wärmeverbrauchs beim praktischen Betrieb mit abweichenden Parametern.

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 181–183

DK 621.165:662–94

Groos, W.: **IR–Absorbtionsspektroskopie als analytische Überwachungsmethode für aditivierte Turbinenöle rumänischer Herstellung**

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 183–187

DK 621.311.2:621.3.018.001.2 (498)

Mirzan, E.: **Zur Bestimmung von Pendelungen bei plötzlicher Untererregung von Wasserkraftwerksgeneratoren. Analyse der im WKW–Rimnicu-Vilcea entstandenen Pendelungen**

An Hand der Analyse statischer und dynamischer Stabilität der [Synchrongeneratoren mit hervortretenden Polen wird ein Schnellverfahren zur angenäherten Bestimmung von Pendelungen gezeigt, die bei einer schnellen Untererregung auftreten. Dieses Verfahren wird bei der Berechnung der im Wasserkraftwerk Rm.-Vilcea entstandenen Pendelungen verwendet.

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 187–193

DK 621.315.5:621.3.017

Iacobescu, Gh.: **Einfluss der Einspeisebedingungen auf den Erwärmungsprozess elektrischer Leiter**

Nach einer Analyse der Schwankungen elektrischer Verluste in Abhängigkeit von der Leitertemperatur wird die Feststellung gemacht, dass sowohl der Maximalwert als auch die Zuwachsgeschwindigkeit elektrischer Verluste von den Konstanten des Versorgungsnetzes bestimmt werden.

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 193–203

DK 621.311:389.6+338.984:519.24

Albert, H., Rînea, A. und *Bădin, M.:* **Technologischer Verbrauch elektrischer Übertragungsnetze. Normierung, Evidenzhaltung, Nachberechnung**

Es wird eine Methode zur Normierung- und Planung des Eigenverbrauchs in den elektrischen Versorgungsnetzen unter Verwendung statischer liniarer und quadratischer Zusammenhänge gezeigt. Ferner wird eine Methode zur Nachberechnung dieses Verbrauchs auf Grund von Anzeigen der *P*-, *Q*- und *U*-Messgeräten behandelt.

Energetica 24 (1976), H. 6, S 204–208

DK 621.313.12

Vădănescu, G., Drăgan, D. und *Velicu, St.:* **Verfahren zur Verbesserung der Betriebsstabilität von Grossleistungsgeneratoren des Energieversorgungssystems**

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 208–212

DK 621.311:518.5

Constantinescu, J. und *Homoş, M.:* **Algorythmus und Programm zur Berechnung der Dauerfahrweise elektrischer Energieversorgungssysteme mit Hilfe der Entkopplungsmethode**

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 212–216

Popescu, A.: **Übertragung der Autorität und Verantwortlichkeit**

Energetica 24 (1976), H. 6, S. 217–219

BUCHBESPRECHUNGEN

SOMMAIRE

CD 621.311.322–81

Kertész, N. : **Considérations sur la correction de la valeur de la consommation spécifique de chaleur des tranches énergétiques à condensation aux essais termotechniques de garantie**

Méthodologie de calcul de la consommation spécifique de chaleur des tranches énergétiques dans les conditions théoriques de leur fonctionnement aux paramètres nominaux, à base de la consommation spécifique enregistrée dans le fonctionnement réel, ayant des paramètres différant de ceux nominaux.

Energetica 24 (1976), no. 6, p 181–183

CD 621.165:662–94

Goos, W. : **La spectroscopie d'absorption en infra-rouge utilisée comme méthode analytique pour surveiller les huiles de turbine avec additif réalisées en Roumanie**

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 183–187

CD 621.311.2:621.3.018.001.2 (498

Mirzan, E. : **Considérations sur la détermination des pompages apparaissant lors de la sous-excitation brusque des phénomènes de pompage qui se sont produits dans la centrale hydroélectrique Rm. Vîlcea**

En partant de l'analyse de la stabilité statique et dynamique des alternateurs synchrones à pôles saillants, une méthode approximative de calcul est présentée dans le but de déterminer les pompages dûs à la sous-excitation rapide. Cette méthode est appliquée au calcul des pompages surgis dans la centrale Rm. Vîlcea.

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 187–193

CD 621.315.5:621.3.017

Iacobescu, Gh. : **Influence des conditions d'alimentation sur le régime thermique des conducteurs électriques**

On analyse la variation des pertes électriques par rapport à la température des conducteurs et on conclue que la valeur maximale autant que la vitesse de leur croissance dépendent des constantes d'alimentation.

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 193–203

CD 621.311;389.6+338.984;519.24

Albert, H., Rînea, A. et *Bădin, M.* : **La consommation technologique des réseaux électriques de transport. Standardisation, évidence, post-calcul**

Les auteurs présentent une méthode de standardisation et de planification des consommations propres dans les réseaux électriques en utilisant les corrélations statistiques linéaires et quadratiques. Ils exposent de même une méthode de post-calcul de ces consommations à base de lectures sur les appareils de mesure *P, O, U.*

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 204–208

CD 621.313.12

Vădănescu, G., Drăgan, D. et *Velicu, St.* : **Procédés d'amélioration du fonctionnement stable des gros alternateurs du réseau électro-énergétique**

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 208–212

CD 621.311:518.5

Constantinescu, J. et *Homoş, M.* : **Algorithme et programme pour le calcul des régimes permanents des réseaux électro-énergétiques en utilisant la méthode du découplage**

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 212–216

Popescu, A. : **Délégation de l'autorité et de la responsabilité**

Energetica 24 (1976), no. 6, p. 217–219

COMPTES-RENDUS

CONTENTS

DC 621.311.322–81

Kertész, N. : **Considerations on the adjustment of specific heat consumption value of condensation turbo-aggregates at thermo-technic guarantee tests**

Calculation procedure of specific heat consumption of thermoenergetic units under theoretic operating conditions at rated parameters, based upon specific consumption while real operated, with parameters different from the rated ones.

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 181–183

DC 621.165:662–94

Gooss, W. : **Infra-red absorbtion spectroscopy used as an analytical method in supervising of Romanian-made admixtured oils**

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 183–187

DC 621.311.2:621.3.018.001.2(498)

Mirzan, E. : **Considerations on the determination of swingings arising at a sudden underexcitation of hydrogenerators. Analysis of various swinging phenomena recorded at Rm. Vîlcea hydro-electric power plant**

Starting from the analysis of static and dynamic stability of synchronous salient pole generators, an approximate computing method for determining of quick underexcitation induced swingings is presented. This method is applied to the calculation of some swingings recorded at Rm. Vîlcea hydroelectric power plant.

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 187–193

DC 621.315.5:621.3.017

Iacobescu, Gh. : **Influence of supplying conditions on the thermal state of electric conductors**

Temperature induced variation of electric losses within conductors is analysed and the conclusion is that both their peak value and their increasing speed depend on the constants of the supply network.

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 193–203

DC 621.311:389.6+338.984:519.24

Albert, H., Rînea, A. and *Bădin, M.* : **Technological consumption of transmission networks. Norming, evidence and after-calculation**

A method of norming and planning of this specific consumption within networks is presented, by use of liniar and quadratic statistical correlations. A method of after-calculation for such consumption is given as well, based on readings of the measurement devices *P, O, U.*

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 204–208

DC 621.313.12

Vădănescu, G., Drăgan, D. and *Velicu, St.* : **Improvement procedures of steady operation of large generators within the network**

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 208–212

DC 621.311:518.5

Constantinescu, J. and *Homoş, M.* : **Algorithm and programme for calculation of steady-state conditions of electro-energetical networks by decoupling method**

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 212–216

Popescu, A. : **Authority and responsibility delegation**

Energetica 24 (1976), nr. 6, p. 217–219

REVIEWS

Considerații asupra corectării valorii consumului specific de căldură al turboagregatelor cu condensație la probele termotehnice de garanție

Ing. N. Kertész*)

Scopul probelor termotehnice de garanție la o turbină cu abur este de a verifica performanțele termotehnice indicate de furnizorul turboagregatului. Performanțele garantate de furnizor și condițiile necesare realizării acestora sînt precizate în cadrul contractului încheiat între furnizorul și beneficiarul instalației.

Înaintea efectuării probelor de garanție, furnizorul turboagregatului pune la dispoziția beneficiarului curbele de corecție ale consumului specific de căldură. Aceste curbe de corecție trebuie să permită recalcularea consumului specific de căldură determinat în urma prelucrării mărimilor măsurate la probele de garanție, în cazul în care condițiile din timpul probelor au diferit de cele stabilite prin contract. Această recalculare permite să se constate dacă performanțele garantate ale turboagregatului ar fi fost atinse în cazul în care în timpul desfășurării probelor s-ar fi asigurat condițiile avute în vedere de furnizor în calculele sale și prevăzute de el în contract.

Curbele uzuale de corecție ale consumului specific de căldură în cazul turboagregatelor cu condensație și supraîncălzire intermediară sînt cele pentru abaterea valorilor presiunii și temperaturii aburului viu, temperaturii aburului supraîncălzit intermediar, căderii de presiune a aburului în supraîncălzitorul intermediar și temperaturii apei de răcire de la valorile nominale. O asemenea curbă (relație) de corecție prezintă modificarea relativă sau absolută a consumului specific de căldură în funcție de parametrul a cărui valoare poate diferi în cursul probelor de la valoarea nominală, atunci cînd toți ceilalți parametri au valori nominale, și, în majoritatea cazurilor, nu este dependentă de sarcina turboagregatului. Stabilirea unei curbe de corecție necesită determinarea dependenței randamentului turboagregatului de parametrul ce urmează a fi corectat, ceea ce presupune cunoașterea exactă a detaliilor constructive și a calculului termic al turbinei, și poate fi efectuată ca urmare numai de furnizorul echipamentului.

Modalitatea de recalculare a consumului specific de căldură pe baza valorilor mărimilor obținute din curbele de corecție se precizează în cadrul contractului. În cazul furnizorilor turboagregatelor din R.S.R. se utilizează două metode de recalculare a consumului specific de căldură. Acestea corespund modului de prezentare a curbelor (relațiilor) de corecție, și anume :

$$q_c = q_m (1 + \Sigma k_i) \qquad (1)$$

pentru curbele de corecție relativă, și

$$q_c = q_m + \Sigma \Delta q_i \qquad (2)$$

pentru curbele (relațiile) de corecție absolută a consumului specific de căldură.

Avînd în vedere dificultatea calculelor necesare trasării unor curbe de corecție, volumul mare de date necesare, cît și faptul că furnizorul pune la dispoziție atît curbele de corecție cît și metoda de recalculare a consumului specific de căldură, se pierde adesea din vedere adevărata semnificație a valorii determinate dintr-o curbă de corecție. Acest inconvenient se resimte atunci cînd se intenționează folosirea curbelor de corecție în cadrul unor metodologii elaborate în R.S.R., cum ar fi cea de planificare a normei de consum de combustibil al blocurilor termoenergetice [1], sau de control al funcționării economice a centralelor termoelectrice prin postcalculul consumului specific de căldură [2]. Se impune deci definirea precisă a abaterilor relative sau absolute de consum specific de căldură rezultate din curbele de corecție ale furnizorilor de turboagregate.

Admitem situația particulară în care numai unul din parametrii pentru care dispunem de curba de corecție diferă în timpul probelor de valoarea sa nominală. În acest caz, relațiile (1) și (2) devin :

$$q_c = q_m (1 + k), \qquad (3)$$

respectiv

$$q_c = q_m + \Delta q, \qquad (4)$$

din ele rezultînd :

$$k = \frac{q_c - q_m}{q_m}, \qquad (5)$$

$$\Delta q = q_c - q_m \qquad (6)$$

Este evident faptul că pentru determinarea mărimilor k sau Δq furnizorul trebuie să utilizeze în relațiile (5) și (6) mărimi similare, care să le obțină prin calcule. Astfel, locul consumului specific de căldură corectat este luat de cel garantat la sarcina considerată a turboagregatului, iar cel al celui măsurat, de consumul specific de căldură modificat ca urmare a abaterii parametrului considerat de la valoarea nominală, ceilalți parametri păstrîndu-și valorile nominale. Prin urmare, abaterea relativă sau absolută a consumului specific de

*) Ing. Nicolae Kertész este cercetător științific la ICEMENERG.

căldură la modificarea valorii unui parametru față de valoarea nominală este calculată de furnizor, conform celor de mai sus, cu relațiile :

$$k_f = \frac{q_g - q_a}{q_a}, \tag{7}$$

respectiv

$$\Delta q_f = q_g - q_a. \tag{8}$$

Din cele de mai sus rezultă egalitatea $k = k_f$, adică

$$\frac{q_c - q_m}{q_m} = \frac{q_g - q_a}{q_a}. \tag{9}$$

Relația (9) este, bineînțeles, valabilă numai în domeniul de variație a parametrilor în jurul valorilor nominale, cuprins în curbele de corecție.

Metoda de recalculare a consumului specific de căldură la probele de garanție, recomandată în [3] și [4], diferă de cele prezentate mai înainte. Relația de calcul este :

$$q_c = q_m(1 + k_1)(1 + k_2) \ldots (1 + k_i) \tag{10}$$

condiția impusă fiind ca $\Sigma k_1 \leqslant 0{,}05$.

Considerînd, ca mai înainte, cazul particular în care toți coeficienții k_i, cu excepția unuia, au valoarea zero, rezultă că abaterea relativă a consumului specific de căldură, calculată de furnizor, trebuie să fie determinată cu ajutorul relației (7). Dacă însă mai mulți parametri diferă de valorile lor nominale, condiția ca relația (10) să fie valabilă este ca modificarea relativă a consumului specific de căldură datorită abaterii unui parametru de la valoarea nominală, atunci cînd toți ceilalți parametri au valori nominale, să fie egală cu modificarea relativă a consumului specific de căldură datorată aceleiași abateri a parametrului de la valoarea nominală, atunci cînd ceilalți parametri au valori diferite de cele nominale, situate în domeniul cuprins în curbele de corecție corespunzătoare. Pentru a înlesni o înțelegere mai bună a celor de mai sus, să considerăm un turboagregat fără supraîncălzire intermediară, la care parametrii p_0, t_0 și t_{1a} diferă în cursul funcționării de valorile lor nominale p_0^n, t_0^n și t_{1a}^n, situîndu-se în domeniul cuprins de curbele de corecție.

Coeficienții obținuți din curbele de corecție pentru abaterea parametrilor p_0, t_0 și t_{1a} de la valorile nominale sînt :

$$k_{p_0} = \frac{q_g - q_{a,p_0}}{q_{a,p_0}} = \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}^n} - q_{p_0,\, t_0^n,\, t_{1a}^n}}{q_{p_0,\, t_0^n,\, t_{1a}^n}} =$$

$$= \frac{\Delta q^{t_0^n,\, t_{1a}^n}_{p_0}}{q_g - \Delta q^{t_0^n,\, t_{1a}^n}_{p_0}} \tag{11}$$

$$k_{t_0} = \frac{q_g - q_{a,t_0}}{q_{a,t_0}} = \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}^n} - q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}^n}}{q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}^n}} =$$

$$= \frac{\Delta q^{p_0^n,\, t_{1a}^n}_{t_0}}{q_g - \Delta q^{p_0^n,\, t_{1a}^n}_{t_0}} \tag{12}$$

$$k_{t_{1a}} = \frac{q_g - q_{a,t_{1a}}}{q_{a,t_{1a}}} = \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}^n} - q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}}}{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}}} =$$

$$= \frac{\Delta q^{p_0^n,\, t_0^n}_{t_{1a}}}{q_g - \Delta q^{p_0^n,\, t_0^n}_{t_{1a}}}. \tag{13}$$

Conform celor prezentate mai sus, se poate scrie :

$$k_{p_0} = \frac{q_g - q_{a,p_0}}{q_{a,p_0}} = \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}^n} - q_{p_0,\, t_0^n,\, t_{1a}^n}}{q_{p_0,\, t_0^n,\, t_{1a}^n}} =$$

$$= \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}} - q_{p_0,\, t_0^n,\, t_{1a}}}{q_{p_0,\, t_0^n,\, t_{1a}}} = \frac{q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}^n} - q_{p_0,\, t_0,\, t_{1a}^n}}{q_{p_0,\, t_0,\, t_{1a}^n}} =$$

$$= \frac{q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}} - q_{p_0,\, t_0,\, t_{1a}}}{q_{p_0,\, t_0,\, t_{1a}}} = \frac{q_{c,p_0} - q_m}{q_m}, \tag{14}$$

pentru parametrii t_0 și t_{1a} rezultînd egalități similare. Corectarea consumului specific de căldură q_m, realizat la funcționarea turboagregatului cu parametrii p_0, t_0, t_{1a}, se efectuează cu relația :

$$q_c = q_m(1 + k_{p0})(1 + k_{t0})(1 + k_{t_{1a}}). \tag{15}$$

Introducînd în relația (15) expresiile convenabile ale coeficienților k și ținînd seama de faptul că $q_m = q_{p_0,t_0,t_{1a}}$, se obține :

$$q_c = q_{p_0,t_0,t_{1a}}\left(1 + \frac{q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}} - q_{p_0,t_0,t_{1a}}}{q_{p_0,t_0,t_{1a}}}\right)\left(1 + \right.$$

$$\left. + \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}} - q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}}}{q_{p_0^n,\, t_0,\, t_{1a}}}\right)\left(1 + \frac{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}^n} - q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}}}{q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}}}\right), \tag{16}$$

adică $q_c = q_{p_0^n,\, t_0^n,\, t_{1a}^n}$.

Ordinea factorilor relației (16) fiind oarecare, rezultă că egalitățile de tipul (14) trebuie să fie adevărate în domeniul de variație prevăzut al parametrilor, pentru ca relația (10) de corectarè a consumului specific de căldură să poată fi utilizată. În șirul de egalități (14) se

regăsește relația (9), ceea ce demonstrează încă o dată că expresiile coeficienților de corecție k_i corespunzători din relațiile (1) și (10) sînt identice.

Din cele de mai sus rezultă că pentru aceiași coeficienți de corecție k, relațiile diferite (1) și (10) trebuie să conducă la un același rezultat. Dezvoltînd relația (10), se constată că această condiție este îndeplinită dacă produsele a doi și mai mulți coeficienți k au valori neglijabile. Această condiție fiind îndeplinită în practică, așa cum se poate constata ușor prin adoptarea unor valori reale pentru coeficienții k, rezultă că formulele (1) și (10) de corectare a consumului specific de căldură sînt echivalente.

Se pune problema adoptării în R.S.R. a uneia dintre aceste două metode de corectare a consumului specific de căldură, pentru a asigura astfel folosirea unui limbaj comun în acest domeniu. Este recomandabilă utilizarea metodei exprimate prin relația (1), avînd în vedere că aceasta este prevăzută în cel mai recent normativ privind probele termotehnice de garanție ale turboagregatelor [5]. Normativul DIN 1943 este rezultatul a 12 ani de muncă intensă a unui colectiv de specialiști din R.F.G., sub conducerea prof. dr. ing. K. Jaroschek. DIN 1943 a apărut în octombrie 1971 sub formă de proiect de standard. Problemele ridicate de măsurătorile la turbinele cu abur saturat din centralele nuclearoelectrice, precum și de asigurarea unei cît mai depline concordanțe cu noile prevederi ale „IEC Recommandations on Steam Turbines-Rules for Acceptance Tests", care este în curs de elaborare, au făcut ca DIN 1943 să capete o formă definitivă numai în februarie 1975. Deoarece este de presupus că conținutul noii „IEC Recommandations on Steam Turbines" nu va diferi mult de cel al DIN 1943, există un motiv în plus pentru adoptarea metodei de corectare a consumului specific de căldură la probele termotehnice de garanție impusă de DIN 1943.

Notații și unități de măsură

Simboluri

q — consum specific de căldură, kcal/kWh
Δq — modificare absolută a consumului specific de căldură, kcal/kWh
k — modificare relativă a consumului specific de căldură
p_0 — presiunea aburului viu, ata
t_0 — temperatura aburului viu, °C
t_{1a} — temperatura apei de răcire, °C

Indici

a — parametru cu valoare diferită de cea nominală
c — corectat
g — garantat
i — număr curent
m — măsurat
n — nominal

Bibliografie

[1] * * * *Instrucțiuni de calcul la proiectare și planificare a normelor de consum de combustibil și energie electrică pentru producerea energiei electrice și termice în centralele termoelectrice.* Lucrare ICEMENERG, București, 1974.

[2] * * * *Instrucțiuni pentru aplicarea în exploatare a controlului consumului specific de căldură prin postcalcul la centralele termoelectrice.* Lucrare ICEMENERG, București, 1970.

[3] * * * IEC 46 *Recommandations on Steam Turbines-Rules for Acceptance Tests.*

[4] * * * STAS 8135—68. *Turbine cu abur pentru antrenarea generatoarelor electrice. Încercări.*

[5] * * * DIN 1943. *Wärmetechnische Abnahmeversuche an Dampfturbinen* (VDI Dampfturbinenregeln).

(Articol intrat în redacție la 8 ianuarie 1976)

Spectroscopia de absorbție în infraroșu, folosită ca metodă analitică în supravegherea uleiurilor aditivate de turbină fabricate în țară

Ing. **W. Gooss***)

Generalități

Datorită condițiilor de funcționare a turbinelor, care în ultimii ani au devenit din ce în ce mai severe, se cere ca lubrifianții să prezinte proprietăți inițiale optime și ca acestea să se păstreze în timp, cît mai mult posibil. Acest deziderat se poate atinge numai printr-o foarte bună cunoaștere a proceselor de fabricație și îmbunătățirea lor permanentă, ca și printr-o supraveghere corespunzătoare a exploatării uleiurilor în turboagregatele de diferite puteri. Numai astfel s-au putut atinge pe plan mondial 80 000 — 100 000 ore de funcționare continuă pentru uleiurile aditivate de turbină, menținînd completările anuale cu ulei nou între 2 și 8% [1], [2], [3].

Păstrarea caracteristicilor uleiurilor în timp, oglindite printr-o anumită compoziție, depinde în esență de rezistența la oxidare, deoarece uleiul aditivat din exploatare este în permanență în contact cu oxigenul din aer, apa, catalizatorii de fier și cupru și cu alte impurități care duc la degradarea calității lubrifiantului.

Procesul de oxidare trebuie să fie cunoscut în detaliu, deoarece orice variație nedorită a caracteristicilor uleiului poate avea implicații din cele mai nefaste asupra sistemului de ungere sau de reglaj a turboagregatelor și deci asupra siguranței în exploatare.

*) Ing. Werner Gooss este cercetător științific principal la ICEMENERG.

Scopul acestui articol nu-l constituie teoria reacțiilor de oxidare, pentru care literatura de specialitate prezintă detalii variate [4], [5], [6], [7], [8], [9], ci stabilirea posibilității de utilizare a spectroscopiei de absorbție în infraroșu în urmărirea procesului de „îmbătrînire" a uleiurilor aditivate de turbină.

Înainte de a expune partea experimentală, în cele ce urmează se dă o succintă prezentare a inhibitorilor, care, pe de o parte, conferă uleiurilor calități deosebite, iar pe de altă parte permit urmărirea riguroasă a procesului de oxidare.

Inhibare și inhibitori

Uleiurile aditivate de turbină conțin un amestec de aditivi care determină încetinirea procesului de degradare.

În general se cunosc o serie de posibilități de frînare a reacțiilor de oxidare, și anume :

— micșorarea vitezei de formare a radicalilor ;
— mărirea vitezei de consumare a radicalilor ;
— adăugarea inhibitorilor antioxidanți.

Pentru oxidarea uleiurilor de turbină la temperatura medie din agregat (circa 50°C), cei mai importanți sînt colectorii radicalilor și dezactivatorii metalelor, în timp ce substanțelor care descompun peroxizii le revine o importanță mai mică.

Un rol deosebit revine aditivilor antioxidanți din ulei, care pot fi întrerupători de lanț și distrugători de peroxizi.

Radicalii și hidroperoxizii constituie produsele cheie pentru reacția în lanț și în consecință inhibarea se poate asigura fie prin transformarea radicalilor, fie a hidroperoxizilor, în compuși stabili neactivi.

Radicalii sînt caracterizați prin faptul că le lipsește un atom de hidrogen, și prin aceasta un electron, așa că adăugarea unui astfel de atom ar inhiba starea reactivă.

Acest aport se poate asigura cu atomii de hidrogen disponibili, așa cum se găsesc în unii compuși fenolici, amine aromatice și compuși cu sulf.

În acest caz, radicalii peroxidici se transformă în hidroperoxizi, iar reacția lor cu noi molecule de hidrocarburi este împiedicată, după cum se poate observa mai jos [4] :

$$ROO^{\cdot} + IH \longrightarrow ROOH + I^{\cdot}$$

$$(ROO^{\cdot} + RH \longrightarrow ROOH + R^{\cdot})$$

$$ROO^{\cdot} + I \longrightarrow ROOI$$

Radicalul inhibitorului inactivează un alt radical peroxidic.

În figura 1 se poate urmări schematic descompunerea catalitică a peroxizilor fără formare de radicali liberi.

Figura 1 confirmă existența celor două mecanisme după care acționează inhibitorii antioxidanți. Se observă mecanismul de captare a radicalilor din lanțul de oxidare și apoi descompunerea catalitică a hidroperoxizilor fără ca să apară radicali liberi, și astfel ramificarea lanțului de oxidare este evitată.

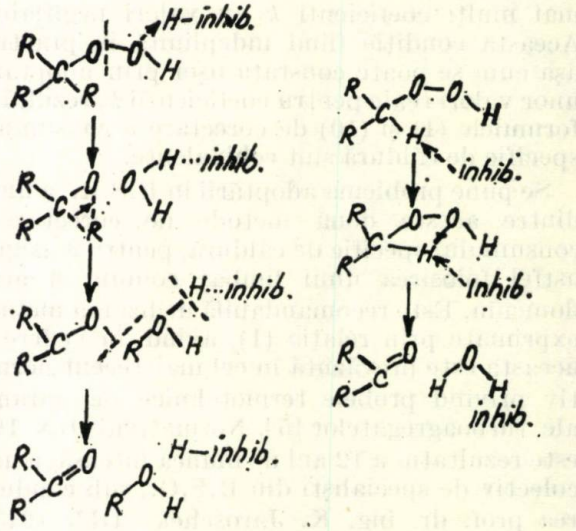


Fig. 1. Descompunerea catalitică a hidroperoxizilor fără formare de radicali.

Hidroperoxidul se descompune cu formarea unui radical nou, care întîlnește o moleculă de inhibitor. O parte a radicalilor reacționează între ei sau cu moleculele hidrocarburilor, formînd apă sau combinații nereactive care conțin oxigen (aldehide, alcooli etc.), și astfel, în privința reacției în lanț, oxigenul absorbit trece într-o fază nepericuloasă.

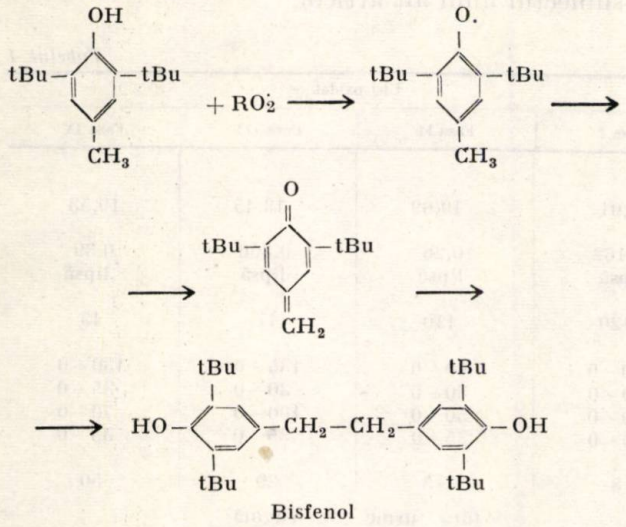
Inhibitorul se regenerează într-o treaptă a radicalilor într-un mod încă necunoscut.

Important pentru acțiunea întrerupătoare de lanț a inhibitorului este ușurința cu care pot fi cedați electronii din centrii activi ai moleculelor de inhibitor. În urma unor studii minuțioase, Ford [10] a putut confirma cele arătate mai sus referitor la inhibitorii de lanț.

Interesant este mecanismul de reacție pentru di-terț butil *p*-crezol (Topanol, sub denumire comercială), substanță antioxidantă care în amestecul de aditivi polifuncționali, existent în uleiurile de turbină, se găsește în proporție de aproximativ 80% [11].

Topanolul este în același timp componenta pusă în evidență prin spectroscopia de absorbție în infraroșu, constituind o caracteristică de bază urmărită în experiențele efectuate în laboratorul de chimie al ICEMENERG, în vederea corelării caracteristicilor uleiurilor în diferite faze de oxidare și mai ales în stabilirea valorilor-limită ale caracteristicilor folosite în urmărirea uleiurilor în exploatare.

Într-o primă fază, Topanolul cedează un atom de hidrogen radicalului peroxi ($R O_2^{\cdot}$), inactivîndu-l pe acesta, iar inhibitorul ajunge la formare de bisfenol :



Bisfenol

Determinări experimentale

Datorită nenumăratelor experienţe efectuate cu substanţe chimice individuale şi cu uleiuri de cele mai variate compoziţii, se pot obţine astăzi îmbunătăţirile cerute de diferite situaţii de întrebuinţare, nu ca înainte pe cale empirică, ci cu ajutorul „teoriei practice", cum a denumit-o foarte sugestiv Wurtzschmidt [4].

Problema îmbunătăţirii permanente a calităţii uleiurilor reprezintă într-adevăr aspectul de esenţă, dar nu mai puţin important este modul de exploatare a acestor uleiuri, adică felul testelor de performanţă aplicate, corelarea valorică a rezultatelor obţinute în diferite faze de oxidare şi mai ales alegerea justă a valorilor-limită pentru caracteristicile uleiurilor la care funcţionarea sigură a sistemelor de ungere şi de reglaj este în afara oricărui pericol.

În general, metodele de laborator izvorăsc din necesitatea de a obţine cît mai rapid informaţii utile pentru aprecierea comportării uleiurilor.

În laboratorul de chimie al ICEMENERG s-a încercat introducerea spectroscopiei de absorbţie în infraroşu ca metodă rapidă şi precisă în urmărirea procesului de oxidare a uleiurilor aditivate de turbină.

Pentru a putea urmări cantitativ scăderea concentraţiei componentei antioxidante în timpul „îmbătrînirii" uleiurilor aditivate, a fost necesar să se traseze curba de etalonare pentru uleiurile aditivate cu aditivul polifuncţional Vanlube, care conţin drept componentă antioxidantă di-terţ butil *p*-crezol, inhibitor care s-a putut pune în evidenţă prin „peak"-ul obţinut la 3650 cm^{-1} în prisma deLiF.

Pentru înregistrarea curbei de etalonare s-au preparat amestecuri între un ulei de bază şi diferite concentraţii de aditiv polifuncţional Vanlube. Spectrele obţinute se pot urmări pe figura 2, care, interpretate, au permis trasarea curbei de etalonare reprezentată în figura 3. Această curbă stă la baza determinărilor efectuate în timpul oxidării uleiurilor aditivate.

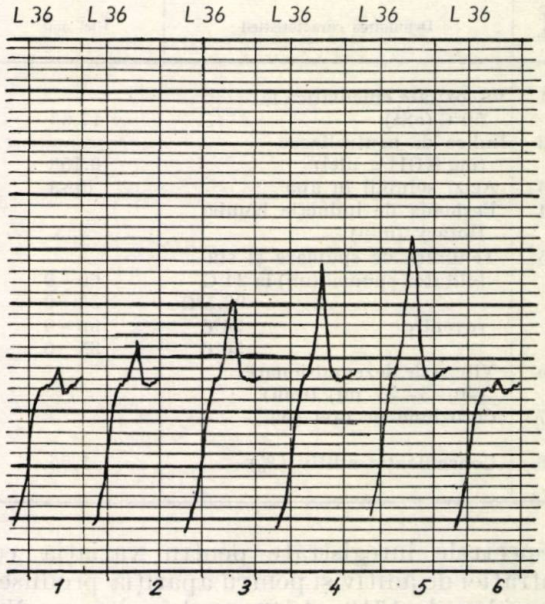


Fig. 2. Spectrele I.R. pentru uleiul aditivat cu Vanlube : *1* – 0,2% ; *2* – 0,5% ; *3* – 1% ; *4* – 1,5% ; *5* – 2% ; *6* – 0,1%.

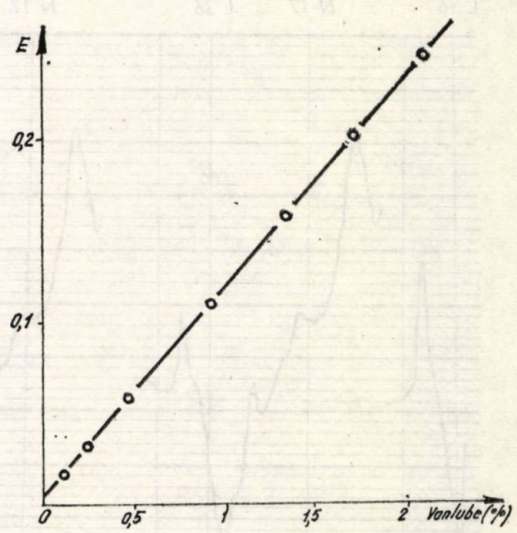


Fig. 3. Curba de etalonare pentru uleiul aditivat cu Vanlube.

În dorinţa de a arăta posibilităţile de folosire a spectroscopiei în infraroşu în vederea supravegherii „îmbătrînirii" uleiurilor, s-au efectuat în laboratorul de chimie al ICEMENERG o serie de oxidări în următoarele condiţii :

- temperatura de oxidare +130°C
- cantitatea probei de ulei 200 ml
- debit de aer 2 l/h
- catalizator de cupru spiralat

În aceste condiții s-a oxidat un ulei nou aditivat cu 1,6% Vanlube.

În tabelul 1 se pot urmări variațiile caracteristicilor acestui ulei în timpul oxidării de-a lungul a patru faze fixate arbitrar.

Modul de corelare a concentrației componentei antioxidante cu caracteristicile uleiurilor și testele de performanță ale acestora va constitui subiectul unui alt articol.

Tabelul 1

Nr. crt.	Denumirea caracteristicii	Ulei nou	Ulei oxidat			
			Faza I	Faza II	Faza III	Faza IV
1	Viscozitate cinematică la 50°C (cSt)	17,63	19,01	19,09	19,45	19,53
2	Indice de neutralizare (mg KOH/g ulei)	0,158	0,162	0,26	0,306	0,39
3	Acizi solubili în apă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă
4	Perioada de inducție bomba Rotary (min)	235	120	110	47	45
5	Tendința de spumare și stabilitatea spumei (ml) la 24°C	60—0	50—0	60—0	135—0	130—0
	93,5°C	30—0	30—0	30—0	30—0	35—0
	revenire 24°C	55—0	200—0	50—0	100—0	70—0
	50°C	35—0	35—0	35—0	35—0	35—0
6	Viteza de dezemulsionare (40—3—37 ml) (min)	7	8	5	29	50
7	Coroziune pe oțel (A)		fără urme de rugină			
8	Concentrație aditiv (%)	1,65	0,85	0,60	0,15	0,13

Spectrele înregistrate pentru variația concentrației de aditiv și pentru apariția produselor de oxidare la 1710—1740 cm^{-1} în prisma NaCl pot fi urmărite pe figura 4.

O concluzie importantă care se desprinde din cele arătate este aceea că urmărirea variației concentrației componentei antioxidante a aditivului polifuncțional devine posibilă la uleiurile

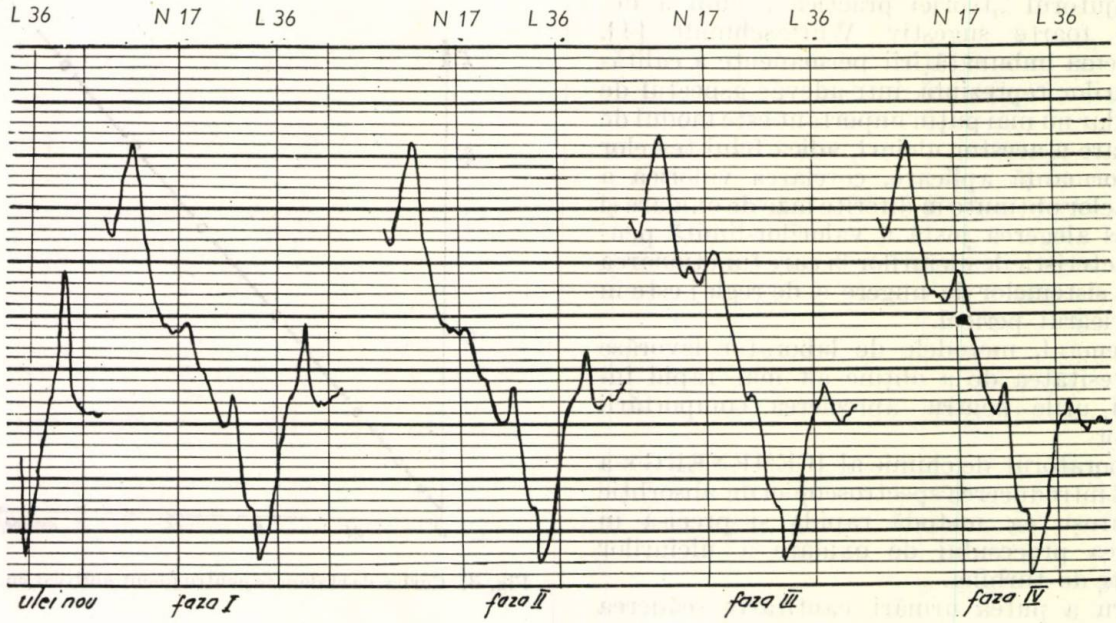


Fig. 4. Oxidarea uleiului nou (ulei bază + 1,6% Vanlube).

Din tabelul 1 rezultă că, în timp ce aditivul a atins concentrația de aproximativ 0,1%, viteza de dezemulsionare a ajuns aproape la limita maximă admisă de Regulamentul de exploatare PE 214/73; spuma formată nu este stabilă, iar viscozitatea a crescut cu aproximativ 11%.

românești prin aplicarea spectroscopiei de absorbție în infraroșu. Considerăm necesară introducerea acestei metode în controlul analitic deoarece permite urmărirea „îmbătrînirii" și la grade de oxidare la care testele de performanță și variațiile caracteristicilor uleiurilor nu prezintă valori intepretabile.

Bibliografie

[1] Estcourt, V. F. Symposium on turbine oils. Chicago, 1957.

[2] Luther, H. şi Klose, A. În: Erdöl und Kohle, nr. 12, 1959, p. 619, 728.

[3] Mang, Th. şi Jünemann. În: Erdöl und Kohle, nr. 8, 1972, p. 459—464.

[4] Cibula, G. Die Oxydation von Schmierölen. În: Mineralöltechnik, nr. 11, 1966, p. 1—20.

[5] Hubmann, A., Pass, F, şi Lanik, A. În: Erdöl und Erdgas Zeitschrift, 87, 1971.

[6] Gray, P. şi William, E. *Reactions of free radicals in the gas phase.* În: Chem. Soc. Spec. Publ., nr. 6, 1957, p. 97.

[7] Scott, G. *Atmospheric oxidation and antioxidants.* Elsevier Publishing Company, Amsterdam, 1965.

[8] Pass, F. şi Lanik, A. *Kohlenwasserstoff — Schmieröl, Zusammensetzung und Alterungseigenschaften.* În: Mineralöltechnik, nr. 3, 1967.

[9] Vesely, V. *Oxidarea uleiurilor.* În: Popa a Uhlie, nr. 6, 1969, p. 297—312.

[10] Ford, J. F. În: J. Inst. Petr., 54, nr. 535, iulie 1968.

[11] Gooss, W. şi Petriş, E. *Posibilităţi de aplicare a spectroscopiei în I.R. în domeniul uleiurilor aditivate de turbină.* Probleme actuale ale energeticii româneşti. Conferinţa energeticienilor din România, 17—18 oct. 1975.

(Articol intrat în redacţie la 16 februarie 1976)

Consideraţii asupra determinării pendulaţiilor care apar la subexcitarea bruscă a hidrogeneratoarelor. Analiza fenomenelor de pendulaţie apărute la CHE Rîmnicu—Vîlcea

Ing. **E. Mîrzan***)

Experienţa de peste un an şi jumătate privind exploatarea centralei hidroelectrice Rm.Vîlcea, echipată cu două hidrogeneratoare de cîte 26 MVA fiecare, a scos în evidenţă apariţia anumitor fenomene generale şi particulare, care au constituit obiectul unor studii şi analize în scopul îmbunătăţirii continue a siguranţei în funcţionare.

Necesitatea ca fiecare incident, avarie sau fenomen anormal nou ce a apărut să fie analizat şi studiat cu atenţie a fost impusă şi de specificul particular al acestei centrale, care este prima pusă în funcţiune din lanţul cascadei celor 28 centrale hidroelectrice ce urmează a se construi şi da în folosinţă pe Olt, începînd de la Făgăraş pînă la Dunăre, iar experienţa primelor evenimente cu care s-a confruntat personalul tehnic de exploatare impune o valorificare cît mai completă a performanţelor utilajului şi a noilor soluţii elaborate.

Unul dintre fenomenele apărute la primul hidrogenerator, cu implicaţii asupra intrării sale în incident şi cu unele perturbaţii la consumatori, l-a constituit intrarea acestuia în regim de pendulaţii, apărute la subexcitarea bruscă datorită introducerii intempestive a unei rezistenţe în circuitul de excitaţie al excitatoarei (fig. 1)). Rezistenţa introdusă accidental în circuit este R_a (rezistenţă de dezexcitare rapidă) şi care în regim normal de funcţionare este şuntată de contactele contactorului C_1. Aceasta se înseriază numai la deconectarea întrerupătorului *ADR*, pentru a contribui la stingerea rapidă a cîmpului rotoric.

Incidentul a avut drept cauză primară arderea bobinei contactorului C_1, fenomen care s-a repetat de mai multe ori datorită fiabilităţii scăzute a acesteia.

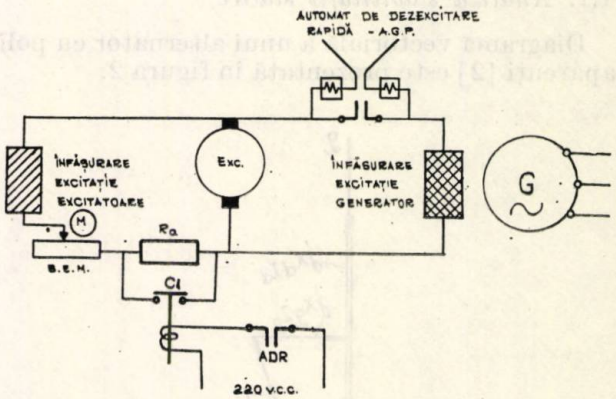


Fig. 1. Schema de principiu a circuitului de excitaţie, cu comanda manuală, a hidrogeneratorului de la CHE Rm.-Vîlcea.

În momentul apariţiei incidentului, centrala se găsea în funcţiune cu un singur grup încărcat la $P = 12{,}5$ MW şi $Q = 4$ MVAR.

Aşa după cum se prezintă în continuare, pendulaţiile au avut un caracter destul de pronunţat şi protecţiile grupului nu au avut condiţii să acţioneze, iar fenomenul a avut o amortizare foarte slabă în timp. În această situaţie, grupul a funcţionat cîteva minute cu pendulaţii, pînă cînd personalul de supraveghere s-a sesizat şi a acţionat oprirea hidrogeneratorului.

În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul folosită cu suficientă aproximaţie în

*) Ing. Emil Mîrzan este director tehnic la Întreprinderea Electrocentrale Rm.-Vîlcea.

studiul fenomenelor de pendulaţii apărute la subexcitarea bruscă a unui generator sincron cu poli aparenţi, verificarea şi aplicarea acestei metode de studiu în cazul concret analizat.

1. Consideraţii analitice asupra stabilităţii şi pendulaţiilor la funcţionarea în regim subexcitat a hidrogeneratoarelor

Analiza prezentată, referitoare la stabilitatea statică şi dinamică, porneşte de la diagramele vectoriale şi ecuaţiile de funcţionare, care definesc puterea activă P şi puterea reactivă Q în funcţie de parametrii de funcţionare (E, U, θ) şi de cei constructivi (X_d, X_q) ai maşinii [1], [2], în care s-a notat :

E — t.e.m. de excitaţie a maşinii ;
U — tensiunea la borne ;
θ — unghiul intern ;
X_d — reactanţa longitudinală a maşinii ;
X_q — reactanţa transversală a maşinii.

Pentru prezentarea cît mai completă a metodei folosite şi propuse pentru analiza calitativă şi cantitativă a pendulaţiilor, se porneşte de la o succintă definire a principalelor noţiuni de stabilitate statică cunoscute în literatura de specialitate [1], [2].

1.1. *Analiza stabilităţii statice*

Diagrama vectorială a unui alternator cu poli aparenţi [2] este prezentată în figura 2.

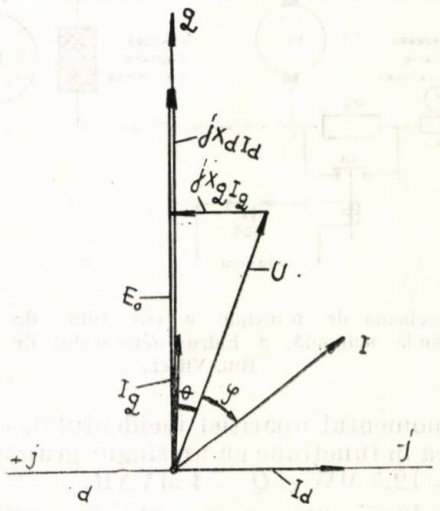


Fig. 2. Diagrama vectorială a unei maşini sincrone cu poli aparenţi.

Din proiecţia pe axa j şi Q rezultă :

$$U\cos\theta + X_d I_d = E \text{ şi } U\sin\theta - X_q I_q = 0. \quad (1)$$

Considerînd diagrama în plan complex, rezultă de asemenea :

$$\dot{U} = U\cos\theta - jU\sin\theta \text{ şi } I = = I_q - jI_d. \quad (2)$$

Puterea aparentă P_a în complex [3] este dată de relaţia :

$$P_a = m\bar{U}I, \text{ în care } \bar{U} \text{ este conjugata lui } \dot{U}. \quad (3)$$

Înlocuind în ecuaţia (3) pe $\bar{U}$ şi I din ecuaţia (2) şi pe I_d şi I_q din ecuaţia (1) şi în urma separării părţii reale P de cea imaginară Q a puterii aparente P_a, rezultă :

$$P = m\frac{EU}{X_d}\sin\theta + m\frac{U^2}{2}\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right)\sin 2\theta \quad (4)$$

$$Q = m\frac{EU}{X_d}\cos\theta + mU^2\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right)\cos 2\theta - m\frac{U^2}{X_q} \quad (4')$$

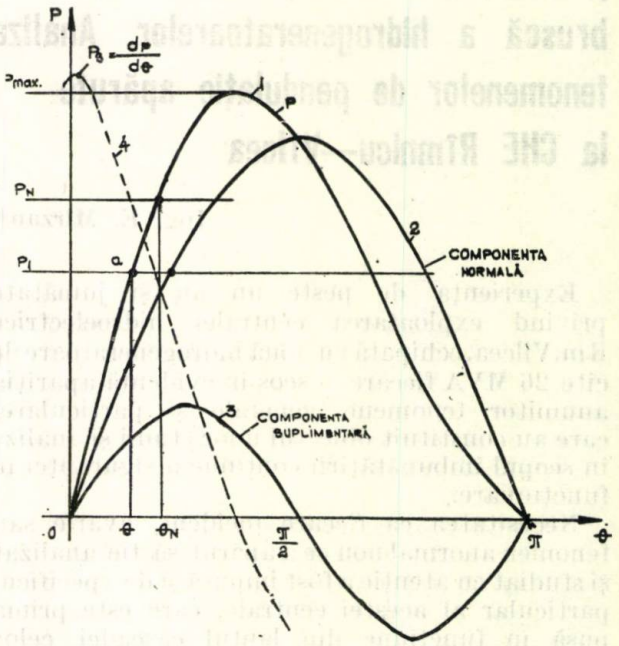


Fig. 3. Caractaristica unghiulară a unui hidrogenerator şi stabilitatea statică.

În fine, relaţia $P = f(Q)$ se defineşte în plan complex [2] prin ecuaţia unui melc Pascal de forma :

$$Q + jP = m\left[\frac{EU}{X_d} + U^2\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right)\cos\theta\right]e^{j\theta} - m\frac{U^2}{X_q}$$

Graficul funcţiei $P = f(\theta)$ dat de ecuaţia (4) reprezintă caracteristica unghiulară (fig. 3) cu cele două componente : normală — dată de primul termen al ecuaţiei — şi suplimentară — dată de cel de-al doilea termen.

În regim static, intersecția caracteristicii unghiulare cu dreapta de egală putere P_1 — reprezentînd puterea agentului primar (turbina) — determină unghiul intern θ. Punctul *a* de intersecție este considerat punct stabil de funcționare.

Mărimile care caracterizează gradul de stabilitate statică sînt : capacitatea de supraîncărcare și coeficientul de putere sincronizantă.

Capacitatea de supraîncărcare în regim static este definită [1] de raportul $K_m = \frac{P_{max}}{P_N}$, iar coeficientul de putere sincronizantă de expresia :

$$P_s = \frac{dP}{d\theta} = m\frac{EU}{X_d}\cos\theta + mU^2\left(\frac{1}{X_q}-\frac{1}{X_d}\right)\cos 2\theta$$

1.2. *Metoda propusă pentru studiul stabilității dinamice și determinarea pendulațiilor la trecerea bruscă în regim subexcitat (capacitiv)*

La elaborarea metodei de calcul propusă în cele ce urmează s-a pornit de la cazul mai simplu al pendulațiilor mașinii sincrone cu poli înecați, tratate în literatura de specialitate ([1], [2] și în special [4]), stabilindu-se o ecuație diferențială cu coeficienți constanți, care modelează matematic — cu suficientă aproximație — fenomenul mai complex al pendulațiilor mașinii sincrone cu poli aparenți.

Ecuația diferențială astfel găsită este de același tip cu cea întîlnită în literatură [4] pentru mașinile cu poli aparenți, avînd însă o formă mai complexă, proprie hidrogeneratoarelor.

Fie regimul inițial 1 de funcționare definit de t.e.m. de excitație E_1 (regim normal) și regimul 2 determinat de t.e.m. E_2 (regim subexcitat de avarie), unde $E_2 < E_1$ (fig. 4).

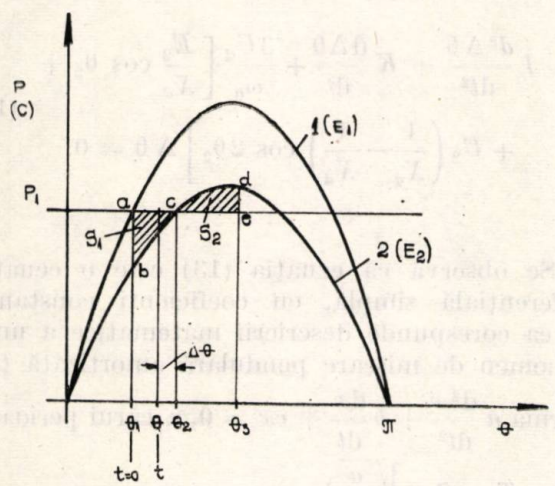


Fig. 4. Stabilitatea dinamică a unui hidrogenerator.

Puterea activă dată de agentul motor P_1 nu se modifică în timpul avariei, care constă în subexcitarea mașinii, ea considerîndu-se deci constantă.

Prin trecerea intempestivă în regim subexcitat, mașina trece instantaneu de la funcționarea pe caracteristica unghiulară 1 la cea de pe caracteristica unghiulară 2. Puterii active constante P_1 îi corespunde unghiul intern θ_1 pentru regimul stabil normal 1 și unghiul intern θ_2 pentru regimul stabil capacitiv 2 (fig. 4).

Dar în timp ce modificarea caracteristicii unghiulare se face instantaneu, prin scăderea t.e.m. de excitație de la E_1 la E_2, unghiul intern nu se poate modifica fizic tot instantaneu de la θ_1 la θ_2, din cauza inerției maselor rotorice (generator cuplat cu turbina). Această modificare de unghi intern se face printr-un proces oscilatoriu în jurul unghiului θ_2.

Pentru stabilirea ecuației de funcționare în regim de pendulații, se pornește de la analiza fizică și descrierea matematică a trei momente mai importante, care definesc începutul și, respectiv, desfășurarea fenomenului, astfel :

a) Momentul dinaintea avariei corespunde punctului *a* de funcționare, pentru care este satisfăcută ecuația (4), astfel :

$$P_1 = \frac{3E_1U_1}{X_d}\sin\theta_2 + \frac{3U_1^2}{2}\left(\frac{1}{X_q}-\frac{1}{X_d}\right)\sin 2\theta_1,$$

în care E_1 și U_1 sînt valorile inițiale ale t.e.m. de excitație și tensiunii la borne.

b) Momentul apariției avariei, considerat $t = 0$, este marcat de trecerea funcționării de pe curba *1* (corespunzătoare t.e.m. E_1) pe curba *2* (corespunzătoare t.e.m. E_2), adică pct. *b* din figura 4. Așa după cum s-a menționat, datorită inerției mecanice (care în cazul generatorului cu poli aparenți cuplat cu turbine Kaplan de turații mici este foarte mare), unghiul intern la $t = 0$ (în momentul avariei) rămîne același θ_1. În această situație, cuplul motor $C_m = \frac{P_1}{\omega_0}$ devine mai mare decît cel electromagnetic rezistent, dat de relația :

$$C_1' = \frac{3E_2U_2}{\omega_0 X_d}\sin\theta_1 + \frac{3}{2}\frac{U_2^2}{\omega_0}\left(\frac{1}{X_q}-\frac{1}{X_d}\right)\sin 2\theta_1,$$

în care E_2, U_2 sînt valorile în regim subexcitat stabil ale t.e.m. de excitație și tensiunii la borne, iar ω_0 — pulsația de sincronism, și ca atare rotorului i se imprimă o accelerație.

Observație. Energia acumulată de rotorul hidrogeneratorului, în perioada accelerării sale sub acțiunea cuplului pozitiv, în intervalul creșterii unghiului intern de la θ_1 la θ_2, este consumată în perioada frînării acestuia datorită unui cuplu negativ care apare în intervalul θ_2 la θ_3 (cînd, datorită inerției, unghiul intern θ_2 este depășit, iar cuplul electromagnetic devine mai mare decît cel mecanic dat de agentul motor primar). Acesta este de fapt proc ul de pendulare.

Dacă notăm cu C_m — cuplul motor și cu C_e — cuplul electromagnetic, energia acumulată în cursul procesului de accelerare ($C_m > C_e$) va fi egală cu cea din perioada frînării ($C_m < C_e$), astfel încît :

$$\int_{\theta_1}^{\theta_2} (C_m - C_e)\, d\theta = \int_{\theta_2}^{\theta_3} (C_e - C_m)\, d\theta.$$

În figura 4 acest lucru se observă prin egalitatea suprafețelor *a b c* și *c d e*, adică $S_1 = S_2$.

c) Un moment dat oarecare t din cursul procesului dinamic de pendulare este caracterizat de existența următoarelor mărimi fizice :

— unghiul intern θ (fig. 4) ;

— cuplul electromagnetic, dat de ecuația (4) (și care este un cuplu rezistent), astfel :

$$C = \frac{P}{\omega} = \frac{3 E_2 U_2}{\omega X_d} \sin\theta + \frac{3U^2}{2\omega}\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \sin 2\theta, \qquad (5)$$

unde ω este pulsația instantanee (la momentul t) ;

— un cuplu de inerție (rezistent), dat de relația :

$$C_I = I \frac{d^2\theta}{dt^2}, \qquad (6)$$

în care I este momentul de inerție al întregii mase rotorice (generator + turbină) ;

— un cuplu de frecare (rezistent), dat de relația :

$$C_F = K \frac{d\theta}{dt} \qquad (7)$$

(acesta are un rol de amortizare) ;

— cuplul motor $C_m = \frac{P_1}{\omega}$, dat de relația :

$$C_m = \frac{3 E_2 U_2}{\omega X_d} \sin\theta_2 + \frac{3 U_2^2}{2\omega}\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \sin 2\theta_2. \qquad (8)$$

Ecuația mișcării este dictată de egalitatea cuplurilor, astfel :

$$C_m = \Sigma\, C_r, \qquad (9)$$

unde C_r reprezintă cuplurile rezistente.

Înlocuind în (9) expresiile (5), (6), (7), (8), rezultă ecuația mișcării într-o primă formă :

$$I \frac{d^2\theta}{dt^2} + K \frac{d\theta}{dt} + \frac{3 U_2}{\omega}\left[\frac{E_2}{X_d} \sin\theta + \frac{U_2}{2}\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \sin 2\theta - \frac{E_2}{X_d} \sin\theta_2 - \frac{U_2}{2}\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \sin 2\theta_2\right] = 0. \qquad (10)$$

Ecuația (10) conține ca variabilă unghiul θ prin intermediul derivatelor sale, a lui sin θ și sin 2 θ, precum și al pulsației instantanee ω, astfel încît : $\theta = \int (\omega - \omega_0)\, dt$.

Pentru a exprima însă fenomenul de pulsație în jurul lui θ_2, se introduce schimbarea de variabilă $\theta = \theta_2 - \Delta\theta$ (fig. 4). Cu aceasta, ecuația (10) capătă următoarea formă (forma exactă) :

$$I \frac{d^2\Delta\theta}{dt^2} + K \frac{d\Delta\theta}{dt} + \frac{3 U_2}{\omega}\left[\frac{E_2}{X_d} (\sin\theta_2 \cos\Delta\theta - \cos\theta_2 \sin\Delta\theta - \sin\theta_2) + \frac{U_2}{2}\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right)(\sin 2\theta_2 \cos 2\Delta\theta - \cos 2\theta_2 \sin 2\Delta\theta - \sin 2\theta_2)\right] = 0, \qquad (11)$$

iar relația dintre ω și $\Delta\theta$ este dată de

$$\Delta\theta = \theta_2 - \int (\omega - \omega_0)\, dt. \qquad (12)$$

Ecuațiile (11) și (12) arată că pendulațiile se produc după o lege destul de complexă, iar rezolvarea lor exactă se poate face numai prin modelare pe calculator.

Pentru găsirea unei forme simplificate, s-au admis unele aproximări valabile pentru amplitudini $\Delta\theta$ mici. Astfel, pentru valori mai mici ale lui $\Delta\theta$, admițînd aproximațiile :

sin $\Delta\theta$ (respectiv sin $2\Delta\theta$) $\cong \Delta\theta$ (respectiv $2\Delta\theta$) și cos $\Delta\theta$ (respectiv cos $2\Delta\theta$) $\cong 1$, precum și $\omega = \omega_0$,

ecuația (11) devine (în forma aproximativă) :

$$I \frac{d^2\Delta\theta}{dt^2} + K \frac{d\Delta\theta}{dt} + \frac{3 U_2}{\omega_0}\left[\frac{E_2}{X_d} \cos\theta_2 + U_2\left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \cos 2\theta_2\right] \Delta\theta = 0. \qquad (13)$$

Se observă că ecuația (13) este o ecuație diferențială simplă, cu coeficienți constanți, și ea corespunde descrierii matematice a unui fenomen de mișcare pendulară amortizată (de forma $a \frac{d^2x}{dt^2} + b \frac{dx}{dt} + cx = 0$, a cărui perioadă este $T = 2\pi \sqrt{\frac{a}{c}}$).

Referitor la fenomenul de pendulație descris matematic de ecuația diferențială (13), se desprind următoarele concluzii :

— Perioada de oscilație este :

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{I\omega_0 X_d X_q}{3U_2[E_2 X_q \cos\theta_2 + U_2(X_d - X_q)\cos 2\theta_2]}}. \quad (14)$$

Ea nu depinde decît de starea finală.

— Perioada T crește pe măsura scăderii expresiei numitorului relației (14) și devine ∞ (ceea ce corespunde ieșirii din stabilitate) pentru valori ce anulează acest numitor, adică pentru :

$$\cos\theta_{2max} = \frac{-E_2 X_q \pm \sqrt{(E_2 X_q)^2 + 8\, U_2^2 (X_d - X_q)^2}}{4\, U_2 (X_d - X_q)} \quad (15)$$

Ecuația (15) permite determinarea unghiului limită θ_{2max} pentru pragul de instabilitate.

Observație. Cazul particular, pentru mașina cu poli înecați, se obține înlocuind în ecuația (13) pe $X_d = X_q = X_s$.
În acest caz rezultă :

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{I X_s \omega_0}{3U_2 E_2 \cos\theta_2}}. \quad (14')$$

Pentru acest caz particular se ajunge astfel la relația întîlnită în literatura de specialitate pentru mașina sincronă cu poli înecați și pentru care se face aceeași constatare, că perioada de oscilație nu depinde decît de starea finală [4].

2. Fenomenele de pendulație apărute la subexcitarea bruscă a hidrogeneratorului de la CHE Rm.-Vîlcea

Prin introducerea bruscă a rezistenței de dezexcitare $R_a = 20{,}4\ \Omega$ în circuitul de excitație al excitatoarei, hidrogeneratorul s-a subexcitat brusc prin scăderea t.e.m. de excitație, de la $E_1 = 7{,}25$ la $E_2 = 2{,}05$ kV.

Luînd în considerație datele caracteristice ale generatorului și parametrii de funcționare dinaintea avariei, s-au aplicat relațiile de calcul aproximative prezentate la pct. 1.2, iar rezultatele obținute s-au apropiat foarte mult de cele măsurate și observate în timpul avariei, cît și în timpul repetării controlate a fenomenului pentru studiu.

În figura 7 se prezintă caracteristicile unghiulare calculate pentru cele două regimuri (regim normal și regim subexcitat) și nivelul amplitudinii maxime a pendulațiilor.

Astfel au rezultat :

$T = 7{,}5$ s (calculat cu relația 14)
$\theta_1 = 15°30'$ $\quad I_{max} = 1940$ A
$\theta_2 = 56°30'$ $\quad P_{min} = 6{,}3$ MW
$\theta_3 = 61°$ $\quad P_{max} = 15{,}24$ MW
$\varphi_1 = 18°$ inductiv (înainte de avarie)
$\varphi_2 = 64°$ capacitiv (în regim subexcitat, după avarie)
$\theta_{2max} = 62°$ (calculat cu relația 15).

Modul de calcul în detaliu este prezentat în anexă.

Concluzii

1. Referitor la metoda de calcul prezentată la par. 2, privind stabilitatea dinamică, se desprind următoarele :

a) Descrierea matematică exactă a fenomenului de pendulație se poate face modelînd pe calculator ecuațiile (11) și (12).

b) În calculele practice, în cazul în care personalul tehnic de exploatare nu dispune de un calculator, se propune următoarea metodă de calcul :

— Determinarea grafică a unghiurilor interne θ_1 și θ_2, fie din caracteristicile unghiulare (pentru U_1, E_1, respectiv U_2, E_2), fie din diagramele vectoriale, reprezentate la scară (fig. 4).

— Determinarea experimentală a lui U_2 și $I_{stator\ maxim}$ prin subexcitarea lentă a mașinii (pentru a evita pendulațiile) pînă la atingerea t.e.m. E_2. Conform acestor date, se construiește diagrama vectorială menționată la alineatul precedent.

— Determinarea grafică a amplitudinilor maxime și minime ale pendulațiilor de putere activă P_{min} și P_{max} (din fig. 4). Din egalitatea suprafețelor $S_1 = S_2$ se determină θ_3.

— Perioada T și unghiul intern θ_{2max} (limita stabilității dinamice) se determină folosind relațiile aproximative (14) și (15).

2. Referitor la analiza pendulațiilor apărute la subexcitarea bruscă a hidrogeneratoarelor de la CHE Rm.-Vîlcea, au rezultat următoarele :

a) Metoda de calcul și analiză a fost cea practică aproximativă. Conform celor prezentate la par. 2 și în anexă, rezultă că valorile pendulațiilor au fost destul de mari. Principalii parametri ai pendulării : P_{min}, P_{max}, θ_1, θ_2, θ_3, s-au stabilit în mod exact prin metode grafo-analitice. Ceilalți parametri : perioada pendulării T și unghiul θ_{2max} (limita stabilității) s-au calculat cu relațiile aproximative (14) și (15). Compararea rezultatelor calculului cu măsurătorile și observațiile efectuate asupra fenomenului de pendulație apărut au confirmat o precizie destul de bună a metodei.

b) Dacă subexcitarea s-ar fi produs în timpul funcționării hidroagregatului, la încărcări apropiate de nominal (24 MW), s-ar fi pierdut stabilitatea acestuia (fig. 7).

ANEXĂ

Calculul fenomenelor de pendulaţie apărute la subexcitarea bruscă a hidrogeneratorului de la CHE Rm.-Vîlcea

1. *Stabilirea mărimilor care intervin în calculul pendulaţiei*

1.1. Regimul de funcţionare dinaintea avariei:

$$P = 12{,}5 \text{ MW}$$

$$Q = 4 \text{ MVAR}$$

$$U_L = U_N = 10{,}5 \text{ kV} \quad (U_f = 6{,}06 \text{ kV})$$

1.2. Principalele caracteristici ale hidrogeneratorului:

$X_d\% = 0{,}8718$ u.r.

$X_q\% = 0{,}5758$ u.r.

$GD^2 = 6550 \text{ tm}^2 = 66{,}8 \times 10^6 \cdot \text{Nm}^2$ (rotor generator + turbină)

$n = 100$ rot/min

$I_N = 1430$ A

I semnalizare $= 1760$ A

I_{max} (declanşare) $= 2000$ A (la $t = 3$ s.)

1.3. Ceilalţi parametri rezultă din calcul, astfel:

$$Z_N = \frac{U_N}{\sqrt{3} I_N} = 4{,}23 \ \Omega$$

$$X_d = Z_N \ X_d\% = 3{,}7 \ \Omega$$

$$X_q = Z_N \ X_q\% = 2{,}44 \ \Omega$$

$$\text{tg } \varphi_1 = \frac{Q}{P} = 0{,}32 \quad \varphi_1 = 18°$$

$$I = \frac{P}{3 \ U \cos \varphi_1} = 0{,}722 \text{ kA}$$

1.4. Determinarea unghiului intern θ_1 se face pe bază grafo-analitică, astfel:

— Se calculează:

$$IX_q = 1{,}76 \text{ kV}$$

$$IX_d = 2{,}67 \text{ kV}$$

— Se construieşte la scară diagrama vectorială din figura 5, din care rezultă pe cale grafică:

$$\theta_1 = 15°30'$$

$$E_1 = 7{,}25 \text{ kV}$$

1.5. Pentru stabilirea unghiului intern θ_2 aferent regimului permanent subexcitat, s-a determinat, atît experimental (pe bază de măsurători statice după o subexcitare lentă, care a evitat apariţia pendulaţiilor), cît şi prin calcul (pe baza valorii rezistenţei de dezexcitare $R_a = 20{,}4\ \Omega$) valoarea curentului statoric şi tensiunea la borne astfel:

$$I_{avarie} = 1{,}6 \text{ kA}$$

şi

$$U_2 = 9{,}2 \text{ kV}$$

1.6. Următoarele elemente s-au calculat astfel:

$$\cos \varphi_2 = \frac{P}{3 \ U_2 \ I_{avarie}} = 0{,}43$$

$$\varphi_2 = 64° \text{ capacitiv}$$

1.7. În mod similar cu alineatul precedent, s-a calculat:

$$I_{avarie} \ X_q = 3{,}9 \text{ kV}$$

$$I_{avarie} \ X_d = 5{,}9 \text{ kV}$$

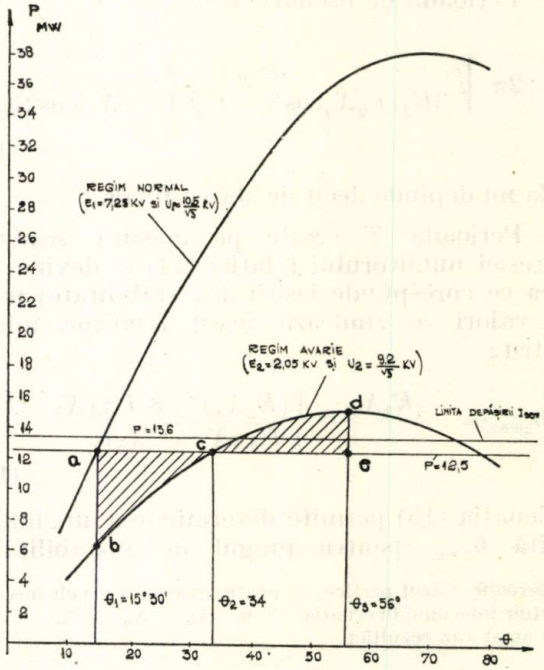


Fig. 5. Diagrama vectorială a hidrogeneratorului de la Rm.-Vîlcea înaintea avariei.

şi s-a construit diagrama vectorială pentru regim permanent de avarie (fig. 6), din care rezultă:

$$\theta_2 = 34°$$

$$E_2 = 2{,}05 \text{ kV}$$

(valoarea corespunde cu cea calculată pentru $R_a = 20{,}4$).

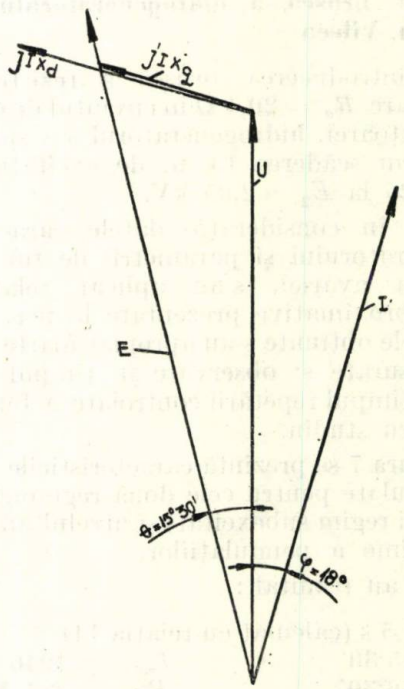


Fig. 6. Diagrama vectorială a hidrogeneratorului de la Rm.-Vîlcea în regim subexcitat (capacitiv).

2. *Calculul pendulațiilor*

Recapitulînd, din cele prezentate mai sus rezultă toate elementele necesare calculului perioadei T de pendulație și ale unghiului intern θ_{max} conform relațiilor (13) și (14), astfel:

$$I = \frac{GD^2}{4g} = \frac{66,8}{4 \times 9,81} \cdot 10^6 \text{ (Nm} \cdot \text{s}^2\text{) sau (W} \cdot \text{s}^3\text{)}$$

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot \frac{n}{60} = 2\pi \cdot \frac{100}{60} = 2 \cdot \pi \cdot 1,66 \left(\frac{1}{\text{s}}\right)$$

$X_d = 3,7\ \Omega$

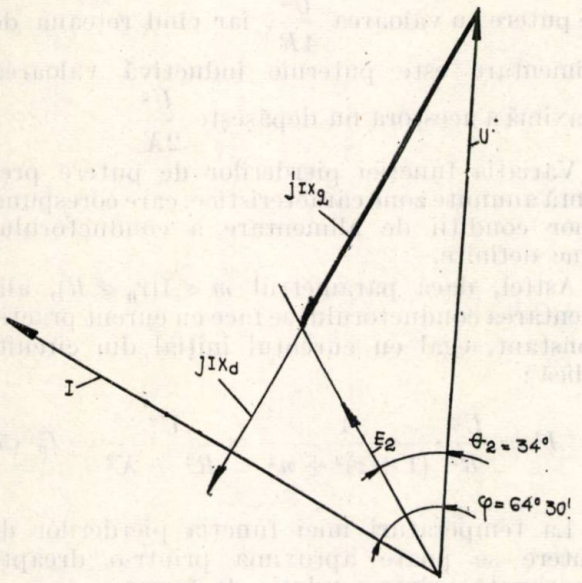


Fig. 7. Caracteristicile unghiulare de la CHE Rm.-Vîlcea pentru $U_1 = \frac{10,5}{\sqrt{3}}$ kV și $E_1 = 7,25$ kV și pentru $U_2 = \frac{9,2}{\sqrt{3}}$ kV, respectiv $E_2 = 2,05$ kV.
Reprezentarea fenomenelor de pendulație.

$X_q = 2,44\ \Omega$

$X_d - X_q = 1,26\ \Omega$

$$U_2 = \frac{U_L}{\sqrt{3}} = \frac{9,2}{\sqrt{3}} = 5,3 \text{ kV} = 5,3 \cdot 10^3 \text{ V}$$

$E_2 = 2,05 \text{ kV} = 2,05 \cdot 10^3 \text{ V}$

$\theta_2 = 34°$ și $\cos \theta_2 = 0,83$, respectiv $\cos 2\theta_2 = 0,37$

Înlocuind în relația (14), rezultă:

$T = 2\pi \sqrt{1,45} = 7,5$ s, iar din (15)

$\theta_{2max} = 62°$.

Cu datele de calcul prezentate mai sus s-au construit caracteristicile unghiulare ale generatorului pentru regim normal de funcționare ($E_1 = 7,25$ kV) și pentru regimul subexcitat de avarie ($E_2 = 2,05$ kV) (fig. 5), rezultînd următoarele date ale regimului de pendulații:

$P_{min} = 6;3$ MW

$P_{max} = 15,24$ MW

$I_{max} = 1940$ ($I_{decl.} > I_{max} > I_{semnaliz.}$)

Durata menținerii valorii: $I_{max} > I_{semnaliz.}$ $t = 3,1$ s.

$\theta_3 = 61°$

$\theta_{2max.} = 62°$

Bibliografie

[1] Kostenko, M. și Piotrovski, L. Machines électriques. Tome II — Machines à courant alternatif. Editions Mir — Moscou 1969, p. 271—281.

[2] Gheorghiu, I. S. și Fransua, Al. Tratat de mașini electrice. Vol. IV. Mașini sincrone. Editura Academiei R.S.R., 1972, p. 159—180.

[3] Andronescu, Pl. Bazele electrotehnicii. Editura didactică și pedagogică, București, 1972, p. 115—116.

[4] Pélissier, R. Les réseaux d'énergie électrique. Tome 2. Calcul et réglage des réseaux. Dunod, Paris, 1971, p. 137—141.

(Articol intrat în redacție la 23 februarie 1976)

Influența condițiilor de alimentare asupra regimului termic al conductoarelor electrice

Prof. dr. ing **Gh. Iacobescu***)

Regimul termic al conductoarelor parcurse de curenți este determinat în fiecare moment de echilibrul care poate exista între pierderile de energie electrică, căldura acumulată și schimbul de căldură cu exteriorul.

În cele ce urmează se analizează mai întîi variația pierderilor electrice cu temperatura în conductoare și se stabilește că atît valoarea maximă cît și viteza de creștere a acestora depind de constantele rețelei de alimentare.

*) Institutul politehnic București.

Curba pierderilor electrice se poate împărți în trei domenii, în funcție de raportul dintre rezistența conductorului al cărui regim termic se studiază și rezistența sau impedanța rețelei de alimentare. Fiecare din aceste domenii corespunde, din punct de vedere fizic, anumitor condiții de alimentare a conductorului, care influențează mult regimul termic al acestuia. Unul și același conductor, cu același curent inițial, alimentat în condiții corespunzătoare celor trei domenii de variație a curbei pierderilor electrice, poate atinge temperaturi finale mult diferite.

1. Stabilirea funcției pierderilor de putere electrică în conductoare

Fie circuitul electric monofazat din figura 1, în care o sursă de energie cu tensiunea $u = U \sin \omega t$ alimentează, printr-o rețea cu

impedanța $\underline{Z} = R + j\,\omega\,L$, un conductor cu rezistența r. Dacă rezistența conductorului variază liniar cu temperatura, atunci pierderile de putere sînt date de relația :

$$p = \frac{r_0(1+\alpha\theta)\cdot U^2}{[R + r_0(1+\alpha\theta)]^2 + X^2} =$$

$$= p_0 \frac{m(1+\alpha\theta)}{[1+m(1+\alpha\theta)]^2 + n^2} \qquad (1)$$

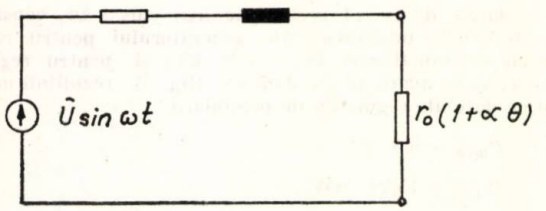


Fig. 1

în care

$p_0 = \frac{U^2}{R}$ reprezintă pierderile de putere în rezistența rețelei de alimentare ;

$m = \frac{r_0}{R}$ — raportul dintre rezistența inițială a conductorului și cea a rețelei de alimentare ;

$n = \operatorname{tg}\,\varphi_0 = \frac{X}{R}$ — parametru caracteristic rețelei de alimentare.

Ecuația (1) se poate scrie sub forma :

$$y = \frac{p}{p_0} = \frac{z}{(1+z)^2 + n^2}, \qquad (2)$$

în care $z = m(1+\alpha\theta) \in [0, \infty)$ sau $\alpha\theta \in [-1, \infty)$.

Funcția $y(z)$ va fi denumită în cele ce urmează funcția pierderilor de putere, a cărei variație stabilită în anexa 1 este redată în figura 2. Se constată că pierderile maxime de

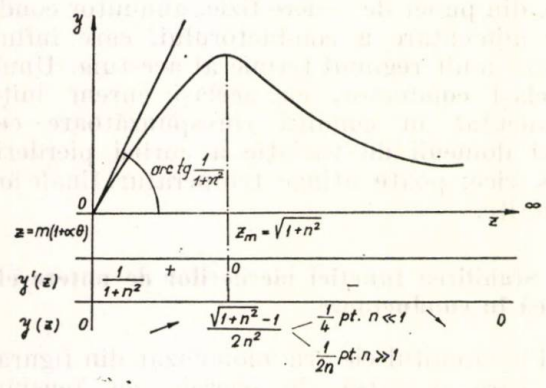


Fig. 2

putere în conductorul de rezistență r depind numai de parametrii rețelei de alimentare, fiind exprimate prin relația :

$$y_{max} = \frac{z_m - 1}{2n^2} = \frac{\sqrt{1+n^2} - 1}{2n^2}, \qquad (3)$$

în care

$$z_m = \sqrt{1+n^2} \qquad (4)$$

În cazul în care rețeaua de alimentare este puternic rezistivă, ($n << 1$), pierderile maxime de putere au valoarea $\frac{U^2}{4R}$, iar cînd rețeaua de alimentare este puternic inductivă valoarea maximă a acestora nu depășește $\frac{U^2}{2X}$.

Variația funcției pierderilor de putere prezintă anumite zone caracteristice, care corespund unor condiții de alimentare a conductorului bine definite.

Astfel, dacă parametrul $m \ll 1 (r_0 \ll R)$, alimentarea conductorului se face cu curent practic constant, egal cu curentul inițial din circuit, adică :

$$I^2 = \frac{U^2}{R^2}\cdot\frac{1}{(1+z)^2+n^2} \cong \frac{U^2}{R^2+X^2} = I_0^2 \qquad (5)$$

La temperaturi mici funcția pierderilor de putere se poate aproxima printr-o dreaptă exprimată printr-o relație de forma :

$$y = \frac{z}{(1+z)^2+n^2} \cong \frac{m(1+\alpha\,\theta)}{1+n^2}. \qquad (6)$$

Din punct de vedere fizic, rezultă că în această zonă variația pierderilor de putere este determinată mai ales de creșterea rezistenței cu temperatura. Micșorarea intensității curentului cu rezistența este practic neînsemnată.

Pe măsură ce temperatura conductorului crește, variația pierderilor nu mai este liniară, însă continuă să aibă o alură crescătoare, ca în figura 3, ceea ce pune în evidență faptul că influența creșterii rezistenței este predominantă.

Panta curbelor date în figurile 2 și 3 arată viteza creșterii pierderilor în conductor cu temperatura și constituie un indiciu cu privire la capacitatea de evacuare a căldurii în mediul înconjurător și de realizare a unui echilibru termic.

La temperaturi foarte scăzute, pierderile de putere scad și devin teoretic nule pentru $z = 0$ ($\alpha\,\theta = -1$). Dacă se ține seama că pentru cupru $\alpha = 0{,}0042\ \text{grd}^{-1}$, rezultă că pierderile sînt nule la o temperatură $\theta \simeq -235°C$. Acest fapt constatat la scară macroscopică este aproximativ, deoarece trebuie avute în vedere fenomenele fizice care se petrec în conductoare la temperaturi foarte scăzute.

Într-adevăr, condiția pierderilor nule asociate descreșterii rezistivității electrice, deci modificării proprietăților metalelor, se realizează la o temperatură critică diferită de cea de mai sus și

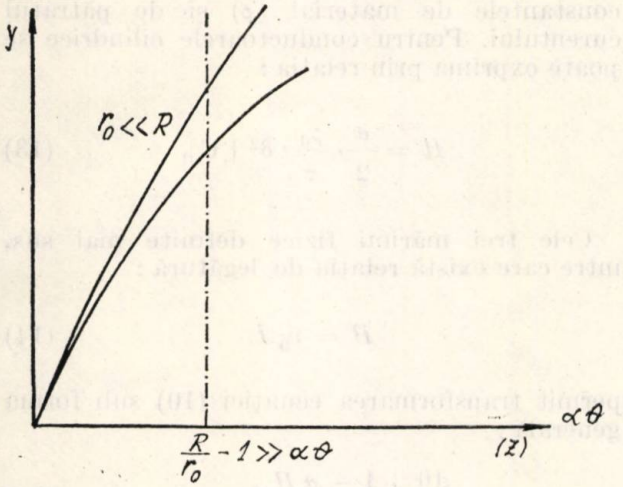


Fig. 3

pentru o intensitate de cîmp magnetic suficient de redusă. Aceste condiții oferă metalelor proprietatea de supraconductibilitate, a cărei folosire în tehnica transportului de energie electrică permite creșterea capacității de transport *) și reducerea apreciabilă a pierderilor [1], [2].

Dacă parametrul $m \gg 1$ ($r_0 \gg R$), alimentarea conductorului se face cu tensiune practic constantă. Curentul din conductor scade rapid cu creșterea temperaturii, iar funcția pierderilor de putere variază conform ecuației :

$$y = \frac{z}{(1+z)^2 + n^2} \simeq \frac{z}{z^2 + n^2}. \qquad (7)$$

Alura ei este aproximativ hiperbolică și corespunde figurii 4, din care rezultă că intensitatea curentului absorbit inițial este mare, după care se micșorează, pe măsura creșterii

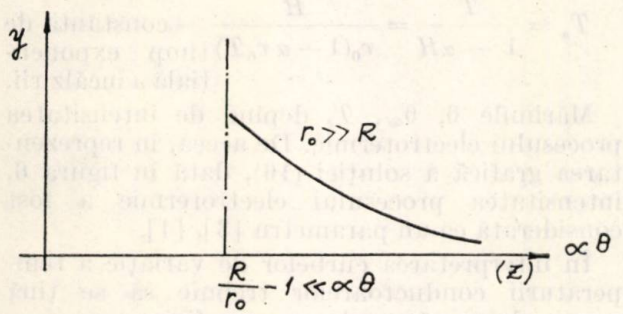


Fig. 4

*) De exemplu, pentru transportul unei puteri electrice în c.a. trifazat de 125 MVA pe fază, folosind instalații criogenice și metale supraconductoare în tehnologia de fabricație a conductoarelor, este suficientă o tensiune de 30 kV, iar la o tensiune de șase ori mai mare se poate transporta în curent continuu, pe o distanță de 1000 km, o putere de circa 100 GW [2].

temperaturii. În acest caz, influența descreșterii curentului asupra pierderilor de putere este mai însemnată decît cea a creșterii rezistenței cu temperatura.

Variația funcției pierderilor de putere în jurul valorii sale maxime este determinată de ecuația :

$$y(z) \cong y_{max} - \frac{(z - z_m)^2}{4z_m(1+z_m)^2} \qquad (8)$$

și reprezentată în figura 5.

Se constată că pentru $z \sim 1$ ($r_0 \sim R$), în această zonă, funcția pierderilor de putere rămîne aproximativ constantă, ceea ce poate

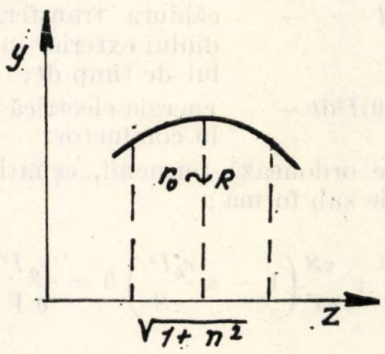


Fig. 5

constitui un indiciu cu privire la posibilitatea realizării unui echilibru termic al conductoarelor. Din punct de vedere fizic, rezultă că creșterea rezistenței cu temperatura este echilibrată de descreșterea curentului de alimentare, iar alimentarea conductorului se face cu pierderi aproximativ constante.

Valoarea cea mai mare a funcției are loc pentru $n_m = 0$ și este egală cu $\frac{1}{4}$.

2. Determinarea regimului termic al conductoarelor electrice, în funcție de variația pierderilor de putere

Regimul termic al conductoarelor electrice este mult influențat de variația funcției pierderilor de putere, dată în figura 2.

Dacă alimentarea conductoarelor se face cu curent practic constant ($m \ll 1$, $z \ll 1$), regimul termic poate fi sau nu stabil, acest lucru depinzînd în mare măsură de panta curbei pierderilor de putere.

Dacă alimentarea conductoarelor se face cu pierderi aproximativ constante ($r_0 \sim R$, $z \sim 1$) sau cu tensiunea practic constantă ($r_0 \gg R$, $z \gg 1$), atunci regimul termic al conductoarelor poate deveni totdeauna stabil.

În cele ce urmează se analizează cele trei cazuri de alimentare a conductoarelor și se

constată că variația temperaturii și temperaturile de regim obținute sînt mult diferite între ele.

2.1. *Ecuația generală de încălzire a conductoarelor*

Fie conductorul de rezistență r, căldură specifică volumică c și volum de material V, alimentat de la rețeaua de impedanță $\underline{Z}$ din figura 1. Dacă se presupune că schimbul de căldură se face prin suprafața laterală S, cu un coeficient total de transmisie τ, ecuația echilibrului termic în conductor este :

$$cV\mathrm{d}\theta + \tau S\,\theta\,\mathrm{d}t = r_0(1 + \alpha\,\theta)I^2 \cdot \mathrm{d}t, \quad (9)$$

în care

$cV\mathrm{d}\theta$ reprezintă cantitatea de căldură acumulată în conductor;

$\tau S\,\theta\,\mathrm{d}t$ — căldura transferată mediului exterior în intervalul de timp $\mathrm{d}t$;

$r_0(1+\alpha\theta)I^2\mathrm{d}t$ — energia electrică pierdută în conductor.

Dacă se ordonează termenii, ecuația (9) se poate scrie sub forma :

$$\frac{d\theta}{\mathrm{d}t} + \frac{\tau S}{cV}\left(1 - \alpha\frac{r_0 I^2}{\tau S}\right)\theta = \frac{r_0 I^2}{c\,V}, \quad (10)$$

în care θ are semnificația unei diferențe de temperaturi.

Se pot pune în evidență [3] următoarele mărimi fizice :

a) Constanta de timp a încălzirii $T = \dfrac{\tau S}{cV}$, care depinde de condițiile de răcire (τ), de constantele de material (c) și de dimensiunile geometrice ale conductoarelor. În cazul conductoarelor cilindrice, de exemplu, constanta de timp este definită de relația :

$$T = \frac{c}{\tau} \cdot \frac{a}{2}\ [\mathrm{s}], \quad (11)$$

în care raza acestora s-a notat cu a.

b) Viteza inițială de creștere a temperaturii $v_0 = \dfrac{r_0 I^2}{v\,V}$, care caracterizează starea termică a conductoarelor, cînd temperatura lor este încă redusă. Ea depinde de caracteristicile de material (ρ, c) și de pătratul curentului și poate fi scrisă sub forma :

$$v_0 = \frac{\rho_0}{c} \cdot \delta^2 \left[\frac{^\circ\mathrm{C}}{\mathrm{s}}\right] \quad (12)$$

c) Intensitatea procesului electrotermic $H = \dfrac{r I^2}{\tau S}$, care reprezintă temperatura fictivă finală stabilizată în conductor, dacă rezistența acestuia nu ar varia cu temperatura. Ea depinde de dimensiunile geometrice ale conductoarelor (V), de condițiile de răcire (τ), de constantele de material (ρ) și de pătratul curentului. Pentru conductoarele cilindrice se poate exprima prin relația :

$$H = \frac{a}{2} \cdot \frac{\rho_0}{\tau} \cdot \delta^2\ [^\circ\mathrm{C}]. \quad (13)$$

Cele trei mărimi fizice definite mai sus, între care există relația de legătură :

$$H = v_0\, I \quad (14)$$

permit transformarea ecuației (10) sub forma generală :

$$\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t} \Leftrightarrow \frac{1 - \alpha H}{T}\theta = v_0, \quad (15)$$

a cărei soluție se va obține pentru condițiile specifice de alimentare a conductoarelor, definite mai sus.

2.1.1. *Conductoare alimentate cu curent aproximativ constant.* În acest caz ecuația (15) are soluția :

$$\theta = \theta_\infty\,[1 - \mathrm{e}^{-\frac{t}{T_e}}], \quad (16)$$

în care $\theta_\infty = \dfrac{H}{1-\alpha H} = \dfrac{v_0\,T}{1-\alpha\,v_0\,T}$ reprezintă temperatura finală efectivă a conductorului;

$T_e = \dfrac{T}{1-\alpha H} = \dfrac{H}{v_0(1-\alpha\,v_0 T)}$ — constanta de timp exponențială a încălzirii.

Mărimile θ, θ_∞, T_e depind de intensitatea procesului electrotermic. De aceea, în reprezentarea grafică a soluției (16), dată în figura 6, intensitatea procesului electrotermic a fost considerată ca un parametru [3], [4].

În interpretarea curbelor de variație a temperaturii conductoarelor trebuie să se țină seama de următoarele procese fizice :

— creșterea rezistenței cu temperatura, care condiționează o pierdere suplimentară de putere în conductor;

— răcirea conductoarelor determinată de transferul de căldură către mediul exterior și de dimensiunile geometrice ale acestora;

— pierderea de putere în conductor.

Dacă intensitatea procesului electrotermic $H < \frac{1}{\alpha}$, atunci constanta de timp exponențială $T_e > 0$, iar exponentul din paranteza soluției (16) devine negativ. Temperatura conductoarelor tinde asimptotic către o valoare finită, ceea ce arată că se realizează totdeauna un echilibru termic.

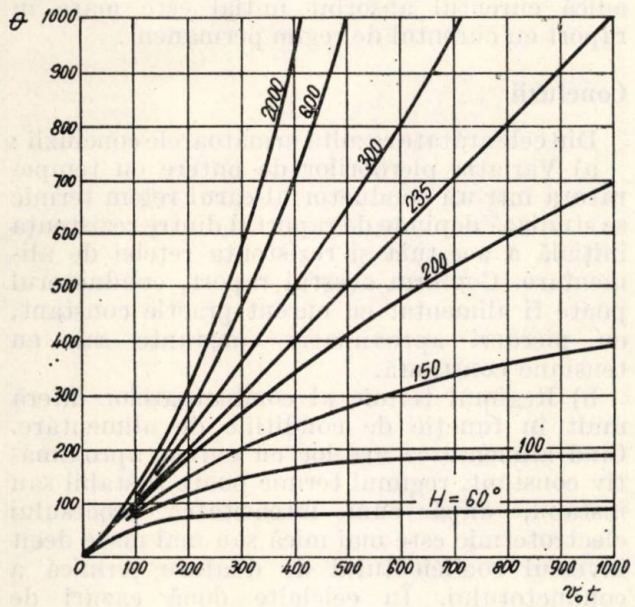


Fig. 6

Dacă $H > \frac{1}{\alpha}$, atunci $T_e < 0$, exponentul din paranteza soluției (15) este pozitiv, iar temperatura conductoarelor ia valori importante, care conduc la topirea sau la volatilizarea lor. În acest caz nu se poate realiza un echilibru termic.

În condiții de scurtcircuit, încălzirea conductoarelor se produce după o lege care corespunde acestui caz.

Dacă $H = \frac{1}{\alpha}$, apare un regim critic, cînd ecuația de încălzire ia forma particulară :

$$\frac{d\theta}{dt} = v_0, \tag{17}$$

care arată că temperatura conductoarelor crește liniar în timp, pînă cînd acestea se topesc sau se volatilizează. Încălzirea suplimentară datorită creșterii rezistenței cu temperatura este compensată total prin transferul de căldură proporțional cu coeficientul τ și diferența de temperatură, iar creșterea temperaturii conductoarelor este determinată numai de termenul din partea dreaptă a ecuației (10), proporțional cu energia pierdută în conductor.

2.1.2. *Conductoare alimentate în condiții de pierderi aproximativ constante.* În acest caz, deoarece puterea pierdută în conductoare poate fi considerată aproximativ constantă ($r_0 I_0^2 \simeq r_\infty I_\infty^2$) ecuația (9) a încălzirii se poate scrie sub forma :

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\theta}{T} = v_0 \tag{18}$$

a cărei soluție :

$$\theta = v_0 T(1 - e^{-\frac{t}{T}}) = \theta_\infty (1 - e^{-\frac{t}{T}}) \tag{19}$$

arată că temperatura finală a conductorului are totdeauna o valoare finită egală cu intensitatea procesului electrotermic ($v_0 T = H$). Pierderile de putere fiind aproximativ constante, rezultă că în cazul unui proces stabilizat efectul creșterii rezistenței cu temperatura este compensat de reducerea intensității curentului, iar între curentul absorbit inițial și cel de regim permanent există relația :

$$I_\infty = \frac{I_0}{\sqrt{1 + \alpha H}} = \frac{I_0}{\sqrt{1 + \alpha\theta_\infty}}, \tag{20}$$

adică intensitatea curentului de regim permanent scade invers proporțional cu rădăcina pătrată a intensității termice a procesului.

2.1.3. *Conductoare alimentate cu tensiune aproximativ constantă.* În acest caz, ecuația (9) a echilibrului electrotermic al conductoarelor se poate scrie sub forma :

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\theta}{T} = \frac{v_0}{(1 + \alpha\theta)}, \tag{21}$$

a cărei soluție este mai dificil de obținut decît în cazurile studiate anterior.

Integrarea ecuației diferențiale (21) a fost efectuată mai întîi cu ajutorul unui calculator analogic. Pentru modelarea ei, s-a considerat partea dreaptă ca o funcție de temperatură $\varphi(\theta)$, care a fost generată separat. În acest caz, ecuația modelată pe calculator este de forma generală

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\theta}{T} = \varphi(\theta), \tag{22}$$

în care funcția $\varphi(\theta)$ a fost înlocuită printr-o curbă formată din segmente liniare, realizată cu generatorul de funcții pentru anumite valori particulare ($v_0 = 0{,}41$ [°C/s]; $T = (1 - 20)$ min; $\alpha \simeq 0{,}004$ grd^{-1}).

Curbele obținute sînt analoage cazului studiat la pct. 2.2, cînd se consideră $H < \frac{1}{\alpha}$.

În anexa 2 s-a rezolvat însă direct modelul matematic al procesului definit de ecuația (21) și s-a constatat că temperatura finală are totdeauna o valoare finită, cu atît mai ridicată cu cît viteza inițială de creștere a temperaturii este mai mare și constanta de timp este mai mică. Valoarea acesteia este dată de relația :

$$\theta_\infty = \frac{-1+\sqrt{1+4\,\alpha H}}{2\,\alpha} \tag{23}$$

și reprezintă soluția posibilă a trinomului de gradul al doilea :

$$\alpha\theta_\infty^2 + \theta_\infty - H = 0. \tag{24}$$

După cum se observă, ea este mult diferită de soluțiile obținute în cazurile studiate la pct. 2.2. și 2.3. De exemplu, considerînd $\alpha H = 1$, atunci $\theta_\infty < \frac{1}{\alpha}$.

Pentru intensități electrotermice ridicate, $H > \frac{1}{\alpha}$, soluția (23) poate fi scrisă sub forma :

$$\theta_\infty \simeq \sqrt{\frac{H}{\alpha}}, \tag{25}$$

adică temperatura finală este proporțională cu rădăcina pătrată din intensitatea procesului electrotermic.

În anexa 2 s-a determinat o ecuație generală care a permis trasarea, în unități relative, a unei curbe de forma prezentată în figura 7, care reprezintă abaterile temperaturilor față de regimul stabilizat. Ea corespunde ecuației :

$$\beta = \frac{1}{k+2}\left[\ln\left(\frac{1+k}{x+k+2}\right) - (1+k)\ln|x|\right]$$

în care s-au făcut notațiile :

$$\beta = \frac{t}{T};\quad k = \frac{1}{\alpha\theta_\infty} = \frac{2}{-1+\sqrt{1+4\,\alpha H}};$$

$$x = \frac{|\Delta\theta|}{\theta_\infty} = \frac{\theta - \theta_\infty}{\theta_\infty}.$$

Rezultatele obținute permit să se tragă concluzia că în cazul conductoarelor alimentate cu tensiune aproximativ constantă, creșterea rezistenței r cu temperatura este predominantă în stabilirea pierderilor de putere. Intensitatea curentului variază invers proporțional cu această rezistență, astfel încît se poate scrie :

$$\frac{U^2}{r_0}\,\frac{r_0(1+\alpha\theta_\infty)}{U_2} = 1+\alpha\theta_\infty = \frac{I_0^2\,r_0}{r_0 I_\infty^2(1+\alpha\theta_\infty)}$$

sau

$$I_0 = I_\infty(1+\alpha\theta_\infty) = I_\infty\left(\frac{1+\sqrt{1+4\,\alpha H}}{2}\right), \tag{26}$$

adică curentul absorbit inițial este mare în raport cu curentul de regim permanent.

Concluzii

Din cele arătate rezultă următoarele concluzii :

a) Variația pierderilor de putere cu temperatura într-un conductor al cărui regim termic se studiază depinde de raportul dintre rezistența inițială a acestuia și rezistența rețelei de alimentare. Conform acestui raport, conductorul poate fi alimentat cu curent practic constant, cu pierderi aproximativ constante sau cu tensiune constantă.

b) Regimul termic al conductoarelor diferă mult în funcție de condițiile de alimentare. Cînd alimentarea are loc cu curent aproximativ constant, regimul termic poate fi stabil sau instabil, după cum intensitatea procesului electrotermic este mai mică sau mai mare decît inversul coeficientului de dilatare termică a conductorului. În celelalte două cazuri de alimentare, regimul termic poate fi totdeauna stabil.

c) Temperaturile și curenții regimurilor termice stabile corespunzătoare condițiilor de alimentare, pentru unul și același conductor, cu același curent inițial absorbit, au valori mult diferite.

Bibliografie

[1] Klausky, P. A. *Supraleitende Kabel.* În: ETZ-A, nr. 14, 1968, p. 325–330.

[2] Croitoru, Z. *Sur le dimensionnement des câbles supraconducteurs.* În: Bulletin de la Direction des études et des recherches – Série B, 1969, p. 65–74.

[3] Rüdenberg, R. *Fenomene tranzitorii în sistemele electroenergetice.* Editura tehnică, București, 1955, p. 381–401.

[4] Hortopan, Gh. *Aparate electrice*, p. 58–63.

(Articol intrat în redacție la 2 martie 1976)

ANEXA 1

Funcția pierderilor de putere :

$$y = \frac{z}{(1+z)^2+n^2} \tag{1.1}$$

are derivata :

$$y' = \frac{1+n^2-z^2}{[(1+z)^2+n^2]^2}, \tag{1.2}$$

care se anulează pentru :

$$z_m = \sqrt{1+n^2} = \sqrt{1+\mathrm{tg}^2\varphi_0}^{*}). \tag{1.3}$$

*) valoarea $z_m = -\sqrt{1+\mathrm{tg}^2\varphi_0}$ nu are sens.

Valoarea maximă a funcției pierderilor de putere este dată de relația :

$$y_{max} = \frac{z_m - 1}{2n^2} = \frac{\sqrt{1+n^2} - 1}{2n^2} = \frac{1 - \cos \varphi_0}{2 \sin \varphi_0} \quad (1.3)$$

și depinde numai de parametrul $n = \operatorname{tg} \varphi_0$ al rețelei de alimentare.

Se pot face următoarele aproximări și interpretări :

1.1. *Asupra valorilor maxime ale variabilei și funcției*: Dacă $n \ll 1$ ($R \gg X$), atunci :

$$z_m = \sqrt{1+n^2} \simeq 1 + \frac{n^2}{2} \quad (1.4)$$

și

$$y_{max} = \frac{1}{4} = \text{const.} \quad (1.5)$$

Dacă $n \gg 1$ ($R \ll X$), atunci :

$$z_m = \sqrt{1+n^2} \simeq n + \frac{1}{2n} \quad (1.6)$$

și

$$y_{max} \cong \frac{1}{2n}. \quad (1.7)$$

1.2. *Asupra funcției pierderilor de putere*

Dacă $m \ll 1$ ($r_0 \ll R$), atunci :

$$z = m(1 + \alpha\theta) \ll 1 \quad (1.8)$$

și

$$y \cong \frac{z}{1+n^2}, \quad (1.9)$$

iar dacă $m \gg 1$ ($r_0 \gg R$)

$$z = m(1 + \alpha\theta) \gg 1 \quad (1.10)$$

și

$$y \simeq \frac{z}{z^2 + n^2}. \quad (1.11)$$

În acest ultim caz se constată că $z_m \Rightarrow n$ și $y_{max} \Rightarrow \frac{1}{2n}$.

În jurul valorii sale maxime, variația funcției pierderilor de putere se poate face devzoltînd în serie Taylor ecuația (1.1). Se obține :

$$y(z) = y[(z - z_m) + z_m] = y(z_m) + \frac{z - z_m}{1!} y'(z_m) + \frac{(z - z_m)^2}{2!} \cdot y''(z_m) + \ldots \quad (1.12)$$

Considerînd numai primii trei termeni ai dezvoltării în serie și ținînd seama că $y'(z_m) = 0$, rezultă :

$$y(z) \cong y(z_m) + \frac{z - z_m}{2} y''(z_m); \quad (1.13)$$

în care $y''(z_m)$ se determină derivînd expresia (1.2) scrisă sub forma :

$$\ln y' = \ln (1 + n^2 - z^2) - 2 \ln [(1+z)^2 + n^2], \quad (1.14)$$

din care se obține :

$$\frac{y''}{y'} = -\frac{2z}{1 + n^2 - z^2} - \frac{4(1+z)}{(1+z)^2 + n^2}$$

sau

$$y'' = -\frac{2z}{[(1+z)^2 + n^2]^2} - \frac{4(1+x)}{(1+z)^2 + n^2} y' \quad (1.15)$$

Ținînd seama că $y'(z_m) = 0$, rezultă :

$$y''(z_m) = -\frac{1}{2z_m (1 + z_m)^2} \quad (1.16)$$

și

$$y(z) \cong y_{max} - \frac{(z - z_m)^2}{4z_m(1 + z_m)^2}. \quad (1.17)$$

Funcția pierderilor de putere în jurul valorii sale maxime reprezintă o parabolă, dată de ecuația (1.17), cu vîrful în punctul de coordonate (z_m, y_m), așa cum se arată în figura 5.

Valoarea cea mai mare a funcției pierderilor de putere se obține scriind :

$$y'_{max}(n) = \frac{2\sqrt{1+n^2} - 2 - n^2}{2n^3 \sqrt{1+n^2}}, \quad (1.18)$$

care se anulează pentru $n \Rightarrow 0$. În aceste condiții rezultă :

$$[y_{max}]_{max} = \lim_{n \Rightarrow 0} \frac{\sqrt{1+n^2} - 1}{2n^2} = \lim_{n \Rightarrow 0} \frac{n}{\sqrt{1+n^2}} = \frac{1}{4} \quad (1.19)$$

adică cele mai mari pierderi de putere în conductor au loc cînd rețeaua de alimentare a acestuia este puternic ohmică.

În figura 2 s-a trasat variația generală a funcției pierderilor de putere, care poate fi reprezentată printr-un fascicol de curbe, a căror pantă în origine depinde de parametrii rețelei de alimentare.

ANEXA 2

Ecuația diferențială (21) se poate pune sub forma :

$$-\frac{dt}{T} = \frac{(1 + \alpha\theta)\, d\theta}{\alpha\theta^2 + \theta - H}, \quad (2.1)$$

a cărei soluție va fi obținută după o serie de transformări.

Astfel, integrînd ambele părți ale ecuației (2.1), se obține :

$$\frac{1}{2} \int_0^\theta \frac{2\alpha\theta + 2}{\alpha\theta^2 + \theta - H} d\theta = -\int_0^t \frac{dt}{T}$$

sau

$$\frac{1}{2} \int_0^\theta \frac{d(\alpha\theta^2 + \theta - H)}{\alpha\theta^2 + \theta - H} d\theta + \frac{1}{2} \int_0^\theta \frac{d\theta}{\alpha\theta^2 + \theta - H} = -\frac{t}{T}, \quad (2.2)$$

în care prima integrală este evidentă, adică :

$$\frac{1}{2}\int_0^{\theta}\frac{d(\alpha\,\theta^2+\theta-H)}{\alpha\,\theta^2+\theta-H}\,d\,\theta=\frac{1}{2}\,\ln|\alpha\,\theta^2+\theta-H|\Big|_0^{\theta}. \qquad (2.3)$$

A doua integrală va fi pusă sub forma :

$$\frac{1}{2}\int_0^{\theta}\frac{d\theta}{\alpha\,\theta^2+\theta-H}=\frac{1}{2\alpha}\int_0^{\theta}\frac{d\theta}{(\theta-\theta_1)(\theta-\theta_2)} \qquad (2.4)$$

în care θ_1 şi θ_2 sînt zerourile trinomului $(\alpha\,\theta^2+\theta-H)$, care au valorile :

$$\theta_1=\frac{1}{2\alpha}\,(\sqrt{1+4\alpha\,H}-1)\quad;\ \theta_2=-\frac{1}{2\alpha}\,(\sqrt{1+4\alpha H}+1) \qquad (2.5)$$

Ţinînd seamă că :

$$\frac{1}{(\theta-\theta_1)(\theta-\theta_2)}=\frac{1}{\theta_1-\theta_2}\left[\frac{1}{\theta-\theta_1}-\frac{1}{\theta-\theta_2}\right], \qquad (2.6)$$

se obţine :

$$\frac{1}{2\alpha}\int_0^{\theta}\frac{d\theta}{(\theta-\theta_1)(\theta-\theta_2)}=\frac{1}{2\alpha(\theta_1-\theta_2)}\left[\int_0^{\theta}\frac{d\theta}{\theta-\theta_1}-\right.$$

$$\left.-\int_0^{\theta}\frac{d\theta}{\theta-\theta_2}\right]=\frac{1}{2\alpha(\theta_1-\theta_2)}\,\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|\Big|_0^{\theta} \qquad (2.7)$$

Soluţia generală a ecuaţiei diferenţiale (2.1) sau (2.2) rezultă din adunarea ecuaţiilor (2.3) şi (2.7), adică :

$$\ln|\alpha\,\theta^2+\theta-H|\Big|_0^{\theta}+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|\Big|_0^{\theta}=-\frac{2t}{T}, \qquad (2.8)$$

care se poate încă transforma. Astfel dezvoltînd termenii din partea stîngă

$$\ln|\alpha\,\theta^2+\theta-H|\Big|_0^{\theta}=\ln\alpha\,|(\theta-\theta_1)(\theta-\theta_2)|\Big|_0^{\theta}=$$

$$=\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right| \qquad (2.9)$$

şi

$$\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|_0^{\theta}=\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|-\ln\frac{\theta_1}{\theta_2}=\ln\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}-$$

$$-\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right| \qquad (2.10)$$

şi introducînd în soluţia (2.8), se obţine :

$$\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|-$$

$$-\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|=-\frac{2t}{T}$$

sau

$$\left(1+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\right)\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+$$

$$+\left(1-\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\right)\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|=-\frac{2t}{T}. \qquad (2.11)$$

Dacă se notează :

$$A=1+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}=1+\frac{1}{\sqrt{1+4\alpha H}}\,;\ B=1-\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}=$$

$$=1-\frac{1}{\sqrt{1+4\alpha H}},$$

soluţia (2.11) se poate pune sub forma :

$$A\,\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+B\,\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|=-\frac{2t}{T} \qquad (2.12)$$

sau

$$\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|^A\cdot\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|^B=e^{-\frac{2t}{T}} \qquad (2.13)$$

Sub această formă, soluţia (2.13) se studiază cu dificultate. De aceea, pentru trasarea unor curbe universale se determină temperatura regimului staţionar θ_∞ şi se studiază variaţia abaterilor de temperatură faţă de acest regim.

Regimul staţionar rezultă din ecuaţia (2.13), cînd $t\Rightarrow\infty$:

$$\left|\frac{\theta_\infty-\theta_1}{\theta_1}\right|^A\cdot\left|\frac{\theta_\infty-\theta_2}{\theta_2}\right|^B=0, \qquad (2.14)$$

din care rezultă :

$$\theta_\infty=\theta_1=\frac{1}{2\alpha}\,(\sqrt{1+4\,\alpha\,H}-1). \qquad (2.15)$$

Transformînd această ultimă relaţie, se obţine :

$$2\alpha\,\theta_\infty+1=\sqrt{1+4\,\alpha\,H}$$

$$2(\alpha\,\theta_\infty+1)=\sqrt{1+4\,\alpha\,H}+1$$

sau :

$$\frac{\alpha\,\theta_\infty+1}{\alpha}=\theta_\infty+\frac{1}{\alpha}=\frac{\sqrt{1+4\,\alpha\,H}+1}{2\,\alpha}=-\theta_2 \qquad (2.16)$$

Înlocuind (2.15) şi (2.16) în ecuaţia (2.12) şi ţinînd seama că :

$$A=1+\frac{1}{\sqrt{1+4\alpha H}}=1+\frac{1}{1+2\alpha\,\theta_\infty}\,;$$

$$B=1-\frac{1}{\sqrt{1+4\,\alpha H}}=1-\frac{1}{\sqrt{1+2\alpha\theta_\infty}},$$

rezultă :

$$\left(1+\frac{1}{1+2\alpha\theta_\infty}\right)\ln\left|\frac{\theta-\theta_8}{\theta_\infty}\right|+$$

$$+\left(1-\frac{1}{1+2\alpha\theta_\infty}\right)\ln\left|\frac{1+\alpha(\theta-\theta_\infty)+2\alpha\theta_\infty}{1+\alpha\theta_\infty}\right|=-\frac{2t}{T}$$

sau :

$$\frac{1}{2+k}\left[\ln\left|\frac{1+k}{x+k+2}\right|-(1+k)\ln|x|\right]=\beta, \qquad (2.17)$$

în care s-au făcut următoarele notaţii :

$$k=\frac{1}{\alpha\theta_\infty};\qquad x=\frac{\Delta\theta}{\theta_\infty}=\frac{|\theta-\theta_\infty|}{\theta_\infty};\qquad \beta=\frac{t}{T};$$

Funcţia (2.17) permite trasarea unor curbe universale $\beta = f(x)$ în intervalul $(-1,0)$, pentru diferite valori ale parametrului $k=\dfrac{1}{\alpha\theta_\infty}=\varphi(H)$.

În punctele-limită ale domeniului de definiţie, funcţia are următoarele valori :

$$[\beta]_{x=-1}=\frac{1}{k+2}\left[\ln\left|\frac{1+k}{1+k}\right|-(1+k)\ln|-1|\right]\equiv 0$$

şi :

$$[\beta]_{x=-0}=\infty$$

Derivata funcţiei :

$$\frac{d\beta}{dx}=-\frac{1}{k+2}\left[\frac{1}{x+k+2}+\frac{1+k}{k}\right] \qquad (2.18)$$

se anulează pentru $x=-(1+k)\notin(-1,0)$.

Rezultă de asemenea că :

$$\left[\frac{d\beta}{dx}\right]_{x=-0}=\infty;\quad \left[\frac{d\beta}{dx}\right]_{x=-1}=\frac{k}{1+k}>0$$

şi

$$\frac{d^2\beta}{dx^2}=\frac{1}{k+2}\left[\frac{1}{(x+k+2)^2}+\frac{1+k}{x}\right]>0, \qquad (2.19)$$

iar alura generală a funcţiei (2.17) este dată în figura 7. În figura 8 este dată variaţia funcţiei (2.17) în diverse situaţii particulare, determinate cu ajutorul calculatorului.

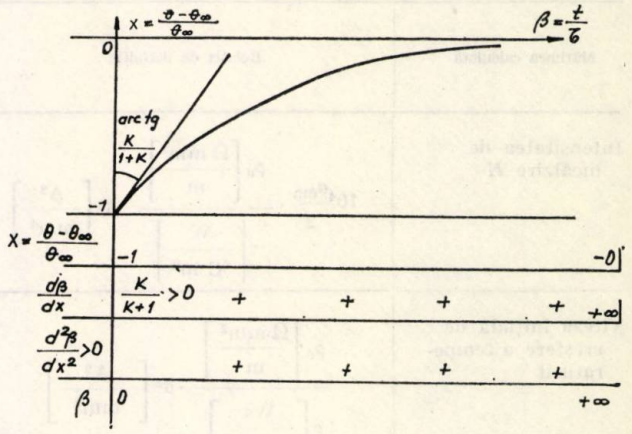


Fig. 7

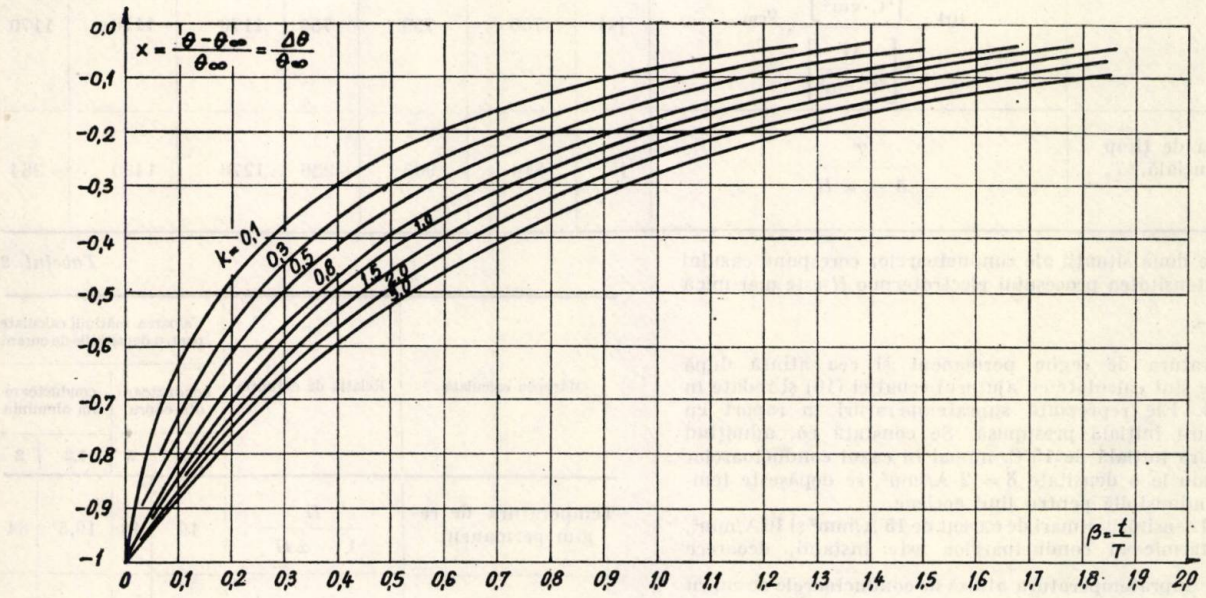


Fig. 8

ANEXA 3

Să se studieze încălzirea conductoarelor de cupru cu diametrul de 12 mm și de aluminiu cu diametrul de 20 mm, ale căror constante electrotermice sînt : rezistivitatea în stare caldă, $\rho_{Cu} = 2{,}22 \cdot 10^{-2}\ \Omega\ mm^2/m$ și $\rho_{Al} = 3{,}7 \cdot 10^{-2}\ \Omega\ mm^2/m$; coeficientul de transmitere a căldurii $\tau = 15\ W/°C.cm^2$; căldura specifică volumică, $c_{Cu} = 3{,}76\ Ws/°C.cm^3$ și $c_{Al} = 3{,}5\ Ws/°C.cm^3$; coeficienții de dilatație, $\alpha_{Cu} = 1/235\ grd^{-1}$ și $\alpha_{Al} = 1/230\ grd^{-1}$. Densitățile de curent considerate în conductoare sînt : 1,2 ; 2 și 10 A/mm² pentru aluminiu și 2 ; 3 ; 15 A/mm² pentru cupru. Primele valori reprezintă densități economice de curent.

Rezolvare

A. *Alimentarea cu curent practic constant*

Se calculează intensitatea de încălzire, viteza inițială de creștere a temperaturii, constanta de timp și constanta de timp exponențială, cu ajutorul relațiilor (11), (12), (13) și (16). Rezultatele obținute sînt cuprinse în tabelul 1.

au valorile de 210°C și, respectiv, 165°C, iar după 5 minute 840°C și, respectiv, 626°C, adică se apropie rapid de temperaturile de topire. Pentru ca temperatura de 70°C să nu fie depășită, ar trebui ca, în cazul conductoarelor de cupru, durata suprasarcinii să nu depășească 30 s, iar în cazul conductoarelor de aluminiu, să nu depășească 60 s.

B. *Alimentare cu pierderi aproximativ constante*

În acest caz, temperatura crește treptat, cu constanta de timp T, care este independentă de densitatea de curent.

Pentru cele două situații analizate, rezultatele calculate sînt sintetizate în tabelul 3, în care este indicat și curentul absorbit inițial, calculat cu relația (20).

În cazul unor densități de curent foarte mari este evident că, deși regimul termic se poate stabiliza, temperatura θ_∞ atinge, în cazul cuprului, temperatura de topire, iar în cazul aluminiului o depășește. Pentru ca temperatura conductoarelor să nu depășească 300°C, în ambele situații, este necesar ca timpul de supraîncărcare să nu depășească 4 minute. În acest caz

Tabelul 1

Mărimea calculată	Relația de definiție	Unitatea de măsură	Valoarea mărimii pentru densitatea de curent					
			conductoare din cupru			conductoare din aluminiu		
			2	3	15	1,2	2	10
Intensitatea de încălzire H	$10^4 \frac{a_{cm}}{2} \cdot \frac{\rho_0\left[\frac{\Omega\,mm^2}{m}\right]}{\tau\left[\frac{W}{°C\,m^2}\right]} \delta^2\left[\frac{A^2}{mm^4}\right]$	[°C]	18	40	1005	18	50	1250
Viteza inițială de creștere a temperaturii	$\frac{\rho_0\left[\frac{\Omega\,mm^2}{m}\right]}{c\left[\frac{Ws}{°C \cdot cm^3}\right]} \cdot \delta^2\left[\frac{A^2}{mm^4}\right]$	$\left[\frac{°C}{s}\right]$	$2{,}36 \cdot 10^{-2}$	$5{,}32 \cdot 10^{-2}$	1,33	$1{,}52 \cdot 10^{-2}$	$4{,}23 \cdot 10^{-2}$	1,06
Constanta de timp a încălzirii, T	$10^4 \frac{c\left[\frac{Ws}{°C \cdot cm^3}\right]}{\tau\left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right]} \cdot \frac{a_{cm}}{2}$	[s]	750	750	750	1170	1170	1170
Constanta de timp exponențială, T_e	$\frac{T}{1 - \alpha H}$	[s]	810	905	−229	1270	1490	−264

Primele două situații ale conductoarelor corespund cazului în care intensitatea procesului electrotermic H este mai mică decît $\frac{1}{\alpha}$.

Temperatura de regim permanent și cea atinsă după 60 minute sînt calculate cu ajutorul ecuației (16) și redate în tabelul 2. Ele reprezintă supratemperaturi în raport cu temperatura inițială presupusă. Se constată că, admițînd temperatura inițială de 15°C, numai în cazul conductoarelor de aluminiu la o densitate $\delta = 2\ A/mm^2$, se depășește temperatura admisibilă pentru linii aeriene.

În cazul densităților mari de curent de 15 A/mm² și 10 A/mm², regimul termic al conductoarelor este instabil, deoarece $H > \frac{1}{\alpha}$. Supratemperatura atinsă de conductoarele de cupru după un minut este de 92°C, iar cea a conductoarelor de aluminiu de 72°C. După două minute, aceste supratemperaturi

Tabelul 2

Mărimea calculată	Relația de definiție	Valoarea mărimii calculate pentru densitățile de curent			
		conductoare din cupru		conductoare din aluminiu	
		2	3	1,2	2
Temperatura de regim permanent	$\frac{H}{1 - \alpha H}$	19	48	19,5	64
Temperatura atinsă după 60 minute	$\theta_\infty\left(1 - e^{-\frac{t}{T_e}}\right)$	16,8	39	18,3	58

Tabelul 3

Mărimea de calculat	Relația de definiție	Valoarea mărimii calculate pentru densitățile de curent			
		conductoare de cupru		conductoare de aluminiu	
		2	3	1,2	2
Temperatura de regim permanent	$v_0 T = H$	18	40	18	50
Temperatura atinsă după 60 minute	$\theta_\infty \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right)$	18	40	18	50
Densitatea de curent de regim permanent	$\frac{\delta_0}{\sqrt{1 + \alpha H}}$	1,92	2,76	1,15	1,81

temperatura conductoarelor din cupru este de 276°C și a celor de aluminiu de 232°C. Temperaturile ridicate se explică fizic cu ajutorul curbei pierderilor de putere, care prezintă pante mari.

C. *Alimentarea conductorului sub tensiune aproximativ constantă*

În acest caz, temperatura de regim permanent se poate calcula fie cu relația (23), pentru intensități termice mici, fie cu relația (25), pentru intensități termice mari. Densitățile de curent corespunzătoare se calculează cu relația (26).

În tabelul 4 se indică datele calculate pentru situațiile de mai sus, din care se constată că temperaturile de regim permanent scad mult în raport cu primele două ipoteze de alimentare, mai ales în cazul unor intensități termice mari. Din punct de vedere fizic, acest lucru se explică cu ajutorul curbei de variație a pierderilor de putere, care în acest domeniu are un caracter pronunțat descrescător.

Temperaturile de regim s-au calculat atît cu relația exactă, cît și cu cea aproximativă și s-au înscris în tabelul 4, sub formă de raport. Diferența rezultatelor obținute este de circa 10%.

Spre deosebire de cazurile studiate la pct. A și B, temperaturile de regim obținute pentru densitățile mari de curent considerate au valori sub 500°C, iar densitățile de curent scad aproximativ la 40% din cea a curentului inițial.

Studierea regimului termic tranzitoriu al conductoarelor se poate face cu ajutorul curbelor $\beta = \varphi(x)$ trasate în anexa 2.

Pentru compararea celor trei stări se indică în tabelul 5 creșterea stabilizată a temperaturii conductoarelor, față de temperatura mediului ambiant și raportul densităților de curent, în cazuri concrete, considerînd, de exemplu, intensitatea termică a procesului de 100 și 150°C, adică situate în domeniul în care $H < \frac{1}{\alpha}$, în ambele situații studiate — cupru și aluminiu.

Se constată deci că unul și același conductor, alimentat în condiții corespunzătoare celor trei domenii ale curbei variației pierderilor de putere, cu una și aceeași densitate inițială de curent, are temperaturi și densități de curent finale mult diferite.

Tabelul 4

Mărimea de calculat	Relația de definiție	Valoarea mărimii calculate pentru constanta de curent					
		conductoare de cupru			conductoare de aluminiu		
		2	3	15	1,2	2	10
Temperatura de regim permanent	$\theta_\infty = \frac{-1 + \sqrt{1 + 4\alpha H}}{2\alpha}$ sau $\theta_\infty \simeq \sqrt{\frac{H}{\alpha}}$	16,5	35	$\frac{382}{434}$	17	41,5	$\frac{486}{544}$
Densitatea de curent de regim permanent	$\delta_\infty = \frac{2\,\delta_0}{1 + \sqrt{1 + 4\alpha H}}$	1,87	2,61	5,72	1,11	1,69	3,47

Tabelul 5

Regimul de alimentare	Temperatura stabilizată a conductoarelor				Raportul densităților de curent			
	cupru		aluminiu		cupru		aluminiu	
	100	150	100	150	100	150	100	150
Zona I a curbei de variație a pierderilor de putere	174	417	177	427	1	1	1	1
Zona II a curbei de variație a pierderilor de putere	100	150	100	150	1,19	1,28	1,2	1,285
Zona III a curbei de variație a pierderilor de putere	76	103	75	103	1,325	1,44	1,33	1,45

Consumul tehnologic al rețelelor electrice de transport. Normare, evidență, postcalcul

Ing. **H. Albert**,
ing. **A. Rînea**
și ing. **M. Bădin***)

1. Generalități

Pierderile în rețele și optimizarea nivelului acestora au constituit dintotdeauna o preocupare a energeticienilor, o preocupare tot mai importantă în condițiile actuale ale penuriei de combustibil.

Pierderile în rețele, de putere și de energie electrică fac parte integrantă din procesul de transport și distribuție a energiei electrice. Determinate de trecerea curentului electric prin elementele rețelelor sau de prezența cîmpului magnetic, ele au o valoare care depinde de caracteristicile constructive, precum și de regimul de funcționare a acestora.

Privite sub acest aspect, apare evident că „pierderile în rețele" sînt impropriu denumite astfel, ele constituind de fapt un consum propriu tehnologic aferent procesului de transport și distribuție a energiei electrice.

Valoarea acestui indicator trebuie considerată sub două aspecte : valoare teoretică (de calcul) și valoare de evidență, obținută prin citire de aparate. Bineînțeles, valoarea de evidență diferă de cea teoretică, diferențele provenind atît din metodologia de calcul cît și din clasa de precizie a grupurilor de măsură prin care se face această evidență.

În orice proces tehnologic, valorile indicatorilor tehnico-economici ce urmează să fie realizați sînt determinate din perioada proiectării și dimensionării instalațiilor.

În cazul concret al rețelelor electrice, proiectarea se face pe baza criteriului „cheltuieli totale actualizate minime", în care pierderile în rețele din diferitele variante analizate sînt incluse atît în valoarea de investiții, ca putere suplimentară instalată necesară pentru menținerea la același nivel a rezervei în sistem, cît și în valoarea cheltuielilor anuale, ca energie consumată.

Astfel se obține o variantă care, de regulă, departe de a fi cea cu pierderi de putere și energie minime, conduce la un optim pe ansamblu. De exemplu, amplasarea marilor centrale pe lignit în zona Oltenia reprezintă o soluție cu cheltuieli totale actualizate minime, în condițiile unei structuri de combustibil impuse, care însă implică un nivel de pierderi în rețele mai ridicat decît cel obținut în cazul unei distribuții uniforme a surselor pe teritoriul țării.

Diferențele de condiții tehnice și economice din diferite țări au condus la stabilirea unor nivele de consum tehnologic, economic justificate, diferite. De asemenea, variația acestui indicator, cu dezvoltarea surselor și a consumurilor de energie, este foarte diferită de la un sistem energetic la altul.

Spre exemplificare, în tabelul 1 este arătată evoluția surselor de energie și a consumului tehnologic în rețele în perioada 1970—1973 (o perioadă de 3 ani) în sistemele energetice ale unor țări.

Realizarea nivelului optim de pierderi în rețele, în cazul rețelelor sistemului energetic, pentru o structură de centrale și cu restricții de combustibil date, din punct de vedere practic revine la :

— urmărirea unei repartiții optime a puterii active pe centrale, cu considerarea restricțiilor date, ținînd seama și de pierderile în rețele ;

— urmărirea unei corecte repartiții a sarcinii reactive pe sursele existente în sistem și reglarea corespunzătoare a nivelurilor de tensiune ;

— realizarea, pe stații și rețele zonale, a configurațiilor optime din punctul de vedere al pierderilor în rețele, cu condiția asigurării unui nivel de siguranță minim admis, caracteristic fiecărui nod al sistemului.

2. Normarea consumului tehnologic în rețele

În vederea stabilirii normelor de consum tehnologic în rețele, au fost analizate mai multe metode, cele statistice conducînd la cele mai bune rezultate, întrucît modelarea oglindește atît configurația rețelelor și modul lor de exploatare cît și calitatea grupurilor de măsură.

Modul de testare a metodelor utilizate a constat în utilizarea datelor statistice pe o perioadă de opt ani și verificarea rezultatelor obținute pentru următorii trei ani, prin diferite relații de calcul.

S-au utilizat corelații de două tipuri :

— liniare :

$$\Delta W = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2 + \ldots, \qquad (1)$$

în care

$a_0, a_1, \ldots, a_i$ sînt — constante care se calculează pe baza informațiilor statistice ;

$x_1, x_2, \ldots, x_i$ — parametrii de care se consideră că depinde valoarea lui ΔW. x_i poate reprezenta : kWh/km²; kWh/loc. an ; lungimea rețelelor de 400 kV, 220kV, 110 kV, MT și JT ; lungimea echivalentă a rețelelor, cu raportarea la 110 kV ș.a.

*) Autorii lucrează la ISPE.

Tabelul 1

Țara	Total surse de energie, TWh		Creșterea surselor, % (2/1)	Pierderi în rețele, TWh/% din total surse		Creșterea pierderilor, % (5/4)	Variația pierderilor în rețele din variația surselor, %
	1970	1973		1970	1973		
	1	2	3	4	5	6	7
R.S.F.I.	24,60	33,36	135,6	2,98/12,1	3,75/11,2	125,8	72
Danemarca	19,66	19,76	100,5	1,57/ 7,9	1,88/ 9,5	119,7	...
R. P. Polonă	58,24	77,53	133,1	5,35/ 9,2	7,04/ 9,1	131,6	95,5
R. D. Germană	51,05	60,19	117,9	4,78/ 9,4	5,15/ 8,5	110,0	55,9
R. P. Ungară	17,58	22,37	127,2	1,51/ 8,6	1,86/ 8,3	123,2	85,3
R. S. Cehoslovacă	41,54	50,70	122	3,38/ 8,1	4,18/ 8,2	123,7	107,7
Anglia	232,49	263,23	113,2	17,80/ 7,6	19,76/ 7,5	111,0	83,3
Franța	130,85	166,34	127,1	9,91/ 7,6	11,3 / 6,8	114,0	51,8
R. S. România	32,45	44,25	136,4	2,79/ 8,6	3,83/8,65	137,3	102,5

Datele au fost extrase din Buletinul ONU 1974, „Annual Bulletin of Electric Energy Statistics for Europe".

— pătratice :

$$\Delta W = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2^2, \qquad (2)$$

în care

a_0, a_1, a_2 sînt constante care se calculează pe baza informațiilor statistice;

x_1, x_2 — parametrii de care se consideră că depinde valoarea lui ΔW.

De regulă, termenul la pătrat a fost dedus din energie (kWh/km², kWh/loc. an), iar x_1 a fost fie același cu x_2, fie lungimea echivalentă de rețea.

Au fost elaborate programe pentru ambele metode.

Rezultatele obținute, pentru ansamblul sistemului energetic, pentru care s-au putut reconstitui date statistice pe mai mulți ani, au fost foarte bune (abaterile față de valorile realizate variind între −4% și 3%), corelațiile liniare, în care este cuprinsă și rețeaua, dînd abaterile cele mai mici.

Este important de menționat că programele elaborate prevăd și determinarea coeficienților de corelare între ΔW și x_i, ceea ce permite alegerea dependențelor optime, specifice fiecărei rețele analizate.

O altă cale de stabilire a normei de consum, care a condus la rezultate foarte bune și permite totodată o mai exactă considerare a efectelor unor măsuri deosebite luate în rețea (de exemplu compensări importante de puteri reactive realizate de la un an la altul), este aceea a determinării pierderilor de energie pe baza pierderilor de putere calculate pentru diferite categorii de rețele de transport, repartiție și distribuție.

$$\Delta W_{i+1} = \Delta W_i \left[k_T \frac{\Delta P_{vi+1,T}}{\Delta P_{vi,T}} + k_R \frac{\Delta P_{vi+1,R}}{\Delta P_{vi,R}} + k_D \frac{\Delta P_{vi+1,D}}{P_{vi,D}} \right], \qquad (3)$$

în care k_T, k_R, k_D sînt coeficienți reprezentînd ponderea pierderilor în fiecare dintre rețelele de transport (400, 220 kV), repartiție (110 kV) și distribuție în pierderea totală.

Pentru țara noastră a rezultat, prin prelucrarea datelor statistice, $k_T = 0{,}2$; $k_R = 0{,}25$; $k_D = 0{,}55$.

De menționat că pierderile de putere pentru rețeaua de distribuție se determină global, pe bază statistică. S-a constatat că, pentru R.S.R. raportul $\frac{\Delta P_{vi+1,D}}{\Delta P_{vi,D}}$ se menține constant și egal cu 1,03.

Este important de arătat că utilizarea unei metode cu timp de pierderi pe ansamblul rețelelor de transport sau de repartiție nu a condus la rezultate concludente. Metoda poate fi considerată corespunzătoare pentru prognoza pierderilor de energie în rețelele de distribuție, care au o funcționare radială.

3. Evidența pierderilor în rețele

În prezent, în cadrul sistemului energetic, măsurările de energie electrică se fac cu ajutorul contoarelor și al grupelor de măsură care, în conformitate cu prevederile PE 503/72, ar trebui să fie de clasă 0,5 pentru grupuri generatoare cu o putere unitară mai mare de 10 MW ; de clasă 1 în rețele cu tensiunea 110 kV și mai mult, iar pentru tensiunea medie clasa de precizie nu trebuie să depășească 2.

Ținînd seama de precizia contoarelor și a grupelor de măsură, erorile care sînt de așteptat la măsurarea energiei sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Cos φ în circuitul primar	$W_{indicat}/W$		
	Contor clasa 0.5	Contor clasa 1	Contor clasa 2
0,8	0,964—1,026	0,959—1,031	0,950—1,041
0,85	0,966—1,024	0,961—1,029	0,952—1,039
0,90	0,969—1,021	0,964—1,026	0,955—1,036
0,95	0,971—1,019	0,966—1,024	0,956—1,034

Efectul acestor erori asupra valorii pierderilor în rețele este important, cu atît mai mult cu cît acestea se stabilesc ca diferențe ale unor energii mari și pentru perioade de timp scurte (valoarea absolută a pierderilor fiind foarte mică în raport cu energiile vehiculate).

În cazuri concrete analizate, pierderile măsurate în anumite zone, pentru rețele cu un factor de putere de 0,9 și peste 0,9, au reprezentat între de 5 ori și — 2 ori valoarea măsurată.

Studii întocmite în I.S.P.E., avînd la bază și material documentar privind evidența energiei în sistemele CEGB (Anglia) și EdF (Franța), au condus la concluzia necesității revederii actualului mod de montare a contoarelor. Principiile care s-au avut în vedere (vezi anexa) au fost :

— măsurarea energiilor mari cu contoare de clasă 0,5 și prevederea de contoare-martor ;

— reducerea punctelor de măsură la cele aparținînd unui „contur" care delimitează elemente ce participă la realizarea unei anumite activități (de producere, transport sau distribuție a energiei electrice), prin aceasta obținîndu-se atît o precizie mai mare în determinarea energiilor aferente pierderilor în rețele cît și o reducere a numărului contoarelor cu clasă de precizie ridicată ;

— eliminarea contoarelor de evidență a energiilor de pe elementele de rețea (de exemplu, la extremitățile LEA de transport, pe toate înfășurările unui AT sau transformator) și înlocuirea acestora cu contoare monofazate (gradate trifazat).

O evidență mai corectă a consumului propriu tehnologic în rețelele de transport se va putea realiza odată cu introducerea calculatoarelor de proces on-line, prin dotarea dispecerului național și teritorial.

În această situație, utilizînd relația de postcalcul indicată la pct. 4, se vor putea obține direct pentru intervale scurte (de exemplu 15 minute) pierderile de putere în elementele rețelelor.

4. Postcalculul pierderilor în rețele

Stabilirea valorilor de consum tehnologic realizat în diferitele contururi, în vederea detectării elementelor care conduc la o mărire nejustificată a acestuia, nu se poate face prin diferențe de citiri de contoare de energie.

Introducerea unor contoare de pierderi (cu înregistrări proporționale cu I^2 pentru pierderile în conductoare și proporționale cu U^2 pentru pierderile în fier — de exemplu în cazul transformatoarelor) pune probleme de procurare și montare a acestora, ceea ce face ca această cale să rămînă o soluție de perspectivă, a cărei oportunitate economică urmează să fie stabilită după cunoașterea condițiilor de asimilare în țară a acestor contoare.

În prezent stabilirea valorilor de consum tehnologic pe elemente și contururi se face prin postcalcul, pe baza citirilor orare ale circulațiilor de puteri și ale nivelurilor de tensiune.

Pentru alegerea metodei de postcalcul a fost elaborat în I.S.P.E. un studiu în care s-au comparat rezultatele postcalculului efectuat prin diferite metode cu măsurători organizate în acest scop, pe diferite elemente ale rețelei de transport.

Ținînd seama de actuala dotare cu aparate de măsură, de clasele de precizie ale acestora și de modul de efectuare a înregistrării valorilor orare, s-a constatat că metodele care se bazează pe citirile puterilor active (P), reactive (Q) și ale tensiunilor (U) sînt cele mai corecte. Nu pot fi utilizate citirile de curenți, din cauza preciziei reduse a acestora.

Relațiile pentru care s-a realizat și programul de calcul adecvat sînt :

$$\Delta W = \sum_{i=1}^{n} P_{0i} + R \sum_{i=1}^{n} \frac{P_i^2}{U_i^2} + R \sum_{i=1}^{n} \frac{Q_i^2}{U_i^2} + kl, \tag{4}$$

în care

n este numărul de ore ;

P_0 — pierderea de mers în gol a transformatoarelor ;

R — rezistența elementului (LEA, transformator) ;

k — coeficient de pierderi prin efect corona, considerat acoperitor ca o valoare constantă, corespunzătoare celui mai ridicat nivel de tensiune (U_i) realizat ; acest termen se adaugă pentru LEA cu tensiunea nominală de 220 kV și mai mult.

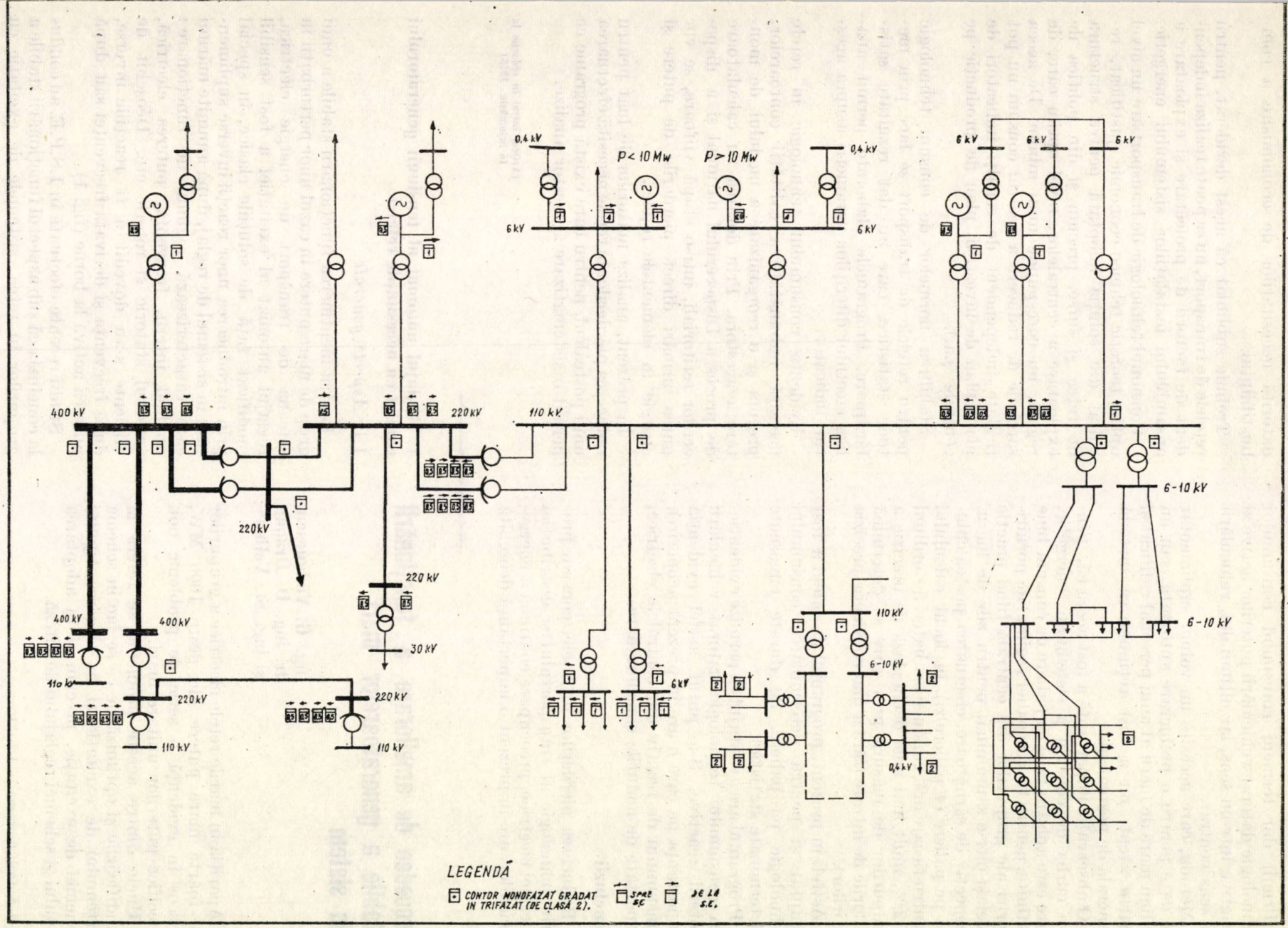
Din analiza efectuată a rezultat că se poate determina cu precizie bună consumul tehnologic în rețele prin metoda aproximativă elaborată de ICEMENERG, care utilizează ca informații pentru o perioadă analizată puterile maxime active și reactive, în fiecare sens de circulație ; numărul de ore în care puterea activă, respectiv cea reactivă, a circulat în fiecare din cele două sensuri ; energiile active și energiile reactive predate și primite ; tensiunea medie de funcționare a elementului respectiv (între cele două capete ale acestuia) ; curbele de variație ale abaterilor relative ($\bar{S}_P$ și $\bar{S}_Q$) față de timpul de utilizare a puterilor maxime maximorum (active și reactive) în funcție de valoarea acestuia ; rezistența elementului.

$$\Delta W = R \left\{ \frac{1}{U'^2\, T'_P} W'^2_P (1 + \bar{S}'^2_P) + \right.$$

$$+ \frac{1}{U'^2\, T'_Q} W'^2_Q (1 + \bar{S}'^2_Q) +$$

$$+ \frac{1}{U''^2\, T''_P} W''^2_P (1 + \bar{S}''^2_P) +$$

$$\left. + \frac{1}{U''^2\, T''_Q} W''^2_Q (1 + \bar{S}''^2_Q) \right\}. \tag{5}$$



Schema generală de principiu cu indicarea punctelor în care se propune montarea contoarelor.

Primii doi termeni corespund consumului tehnologic datorat vehiculării puterilor active și reactive într-un sens, iar ultimii doi, vehiculării în sens contrar.

Metoda, care necesită un volum suplimentar de date pentru o prelucrare automată, sau un volum mare de lucru al unui personal calificat și foarte atent, nu a fost reținută ca metodă generală de postcalcul.

O observație importantă a fost aceea că, pentru curba de consum a sistemului energetic, care este aplatisată și cu paliere de consum bine definite, pentru fiecare palier regimul de porniri-opriri ale grupurilor din centrală fiind practic același într-o săptămînă, pentru zile de lucru, respectiv de sărbătoare, efectuarea postcalculului pe paliere (4 paliere/zi), în locul calculului pentru fiecare oră, conduce la abateri de ordinul $\pm 2\%$, mult mai mici decît clasa de precizie a grupurilor de măsură prin care se determină valorile de intrare (fără a mai considera precizia citirilor).

Astfel, în prezent, programul de calcul a fost adaptat și pentru determinarea consumului tehnologic pe paliere, de durate cunoscute (determinate statistic).

Programul are avantajul că permite evidențierea consumului tehnologic datorat vehiculării puterii reactive. S-a putut astfel evidenția importanța pe care o are în prezent acoperirea consumului de reactiv din centralele electrice, depărtate de nodurile consumatoare.

Concluzii

Reducerea pierderilor în rețele, consum propriu tehnologic al transportului și distribuției energiei electrice, preocupare continuă a energeticienilor, are în prezent o importanță deosebită datorită necesităților de economisire a combustibilului.

Trebuie subliniat că acest deziderat, pentru rețelele de transport, nu se poate realiza independent de factorii de proiectare și exploatare a ansamblului instalațiilor sistemului energetic.

Consumul tehnologic de transport are un nivel optim teoretic tehnico-economic justificat, rezultat din soluția adoptată pentru structura de rețea și surse, precum și din politica de exploatare a centralelor, nivel optim care, de regulă, nu corespunde unui minim. De aceea sarcinile de reducere a acestui consum nu pot fi date independent de ceilalți indicatori de plan (plan de investiții, plan de producție pe centrale ș.a.).

Stabilirea normelor de consum tehnologic pentru rețelele de transport se face prin metode statistice, care au dat rezultate satisfăcătoare. Programele elaborate permit analiza efectului diferiților parametri asupra acestui indicator.

Evidența consumului tehnologic în rețele necesită îmbunătățirea calității contoarelor, precum și o reorganizare a modului de montare a acestora. Prin dotarea cu calculatoare de proces a Dispecerului național și a dispecerilor teritoriali, într-o etapă viitoare, se vor putea urmări direct pierderile de putere și energie în elementele rețelei.

În prezent, analiza măsurilor de luat pentru reducerea pierderilor în rețele necesită efectuarea unui postcalcul, pentru care există programe ce permit o sistematizare a acestor analize.

(Articol intrat în redacție la 16 octombrie 1975)

Procedee de ameliorare a funcționării stabile a generatoarelor mari din sistem

Ing. **G. Vădănescu**,
dr. ing. **D. Drăgan**
și ing. **St. Velicu***)

Apariția în marile rețele electrice a grupurilor de foarte mare putere, de peste 1000 MW, a scos în evidență o serie de probleme noi, specifice puterilor unitare mari.

Unele dintre aceste probleme se referă la modificările și optimizările ce se fac în schema sistemului de excitație și în alegerea tipului schemei de excitație, precum și în adoptarea tipului și schemei reglajului de viteză.

*) Autorii lucrează la I.S.P.E.

1. Reglajul automat al tensiunii generatorului corelat cu necesitățile rețelei

1.1. *Aspecte generale*

Pentru menținerea funcționării stabile a unui grup de mare putere în cazul unor perturbații în rețeaua de transport de energie electrică, reglajul automat al excitației a fost sensibil modificat față de soluțiile clasice, în special prin introducerea unor reacții inverse suplimentare în sistemul de reglaj, după anumite mărimi care caracterizează regimul de funcționare: unghiul intern, frecvența, puterea electrică, curentul statoric și rotoric etc. Deosebit de eficiente s-au dovedit a fi reacțiile inverse, după frecvența și derivata frecvenței sau după puterea activă la borne (fig. 1).

Studii recente efectuate în I.S.P.E. au condus la concluzia că sub aspectul funcționării stabile a grupurilor în rețea, sistemele de excitație cu

mașini rotative de c.a. (alternator de excitație și alternator-pilot) pot fi înlocuite cu succes prin sisteme de excitație statice cu alimentare de la bornele generatorului sau de la bara serviciilor interne.

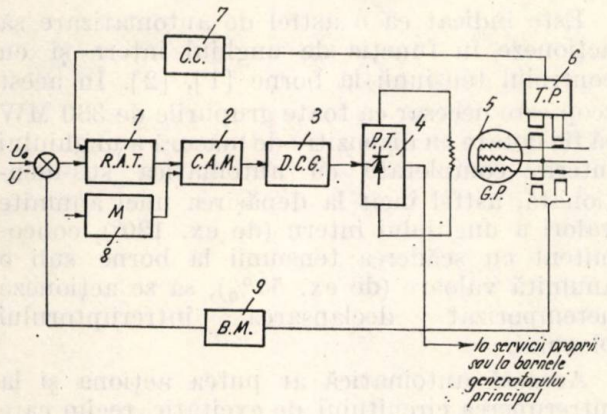


Fig. 1. Schema-bloc a unui sistem de excitație folosind ca semnal de stabilizare puterea electrică :

1 — regulator automat de tensiune ; *2* — circuit de comutare automat-manual ; *3* — dispozitiv de comandă pe porțile tiristoarelor ; *4* — punte de redresare cu tiristoare ; *5* — generator sincron ; *6* — traductor de putere ; *7* — circuit de corecție ; *8* — mers pe manual ; *9* — bloc de măsură.

În aceste studii s-au examinat comportările diferitelor grupuri generatoare (hidro și termo) atît în regimuri tranzitorii provocate de scurtcircuite trifazate în rețea, cît și în regimuri staționare capacitive.

Studii în curs în cadrul I.S.P.E., ca și în cadrul altor unități (ICPET și IPA), analizează oportunitatea extinderii acestor sisteme statice de excitație la generatoarele de mare putere (de exemplu la generatorul agregatului de 330 MW) cu eventuala adaptare a soluției cu compundaj în forță și a unor reacții suplimentare în schema de reglaj după puterea activă debitată, frecvență, curent rotoric etc. (fig. 2).

Sistemele de excitație complet statice, fără mașini rotative (cu alimentarea în forță în derivație de la borne sau servicii interne), au particularitatea că prezintă o fiabilitate ridicată, fiind lipsite de piese în mișcare. Acest fapt a condus la ideea extinderii utilizării acestei scheme cu elemente complet statice. În figura 2 este prezentată o schemă tip pentru RAE cu alimentarea de la bornele generatorului și cu compundaj.

Un aspect deosebit apare la grupurile hidrogeneratoare-bulb, care au caracteristici defavorabile în special din punctul de vedere al stabilității dinamice. Aceasta apare ca urmare a faptului că generatoarele au reactanțe tranzitorii cu circa 100% mai mari și momentul de inerție de numai 20% din valorile nominale respective ale hidrogeneratoarelor de alte tipuri.

Rezultatele cercetărilor în acest domeniu (întreprinse în special în Franța și U.R.S.S.) au condus la concluzia că soluțiile privind îmbunătățirea comportării în regim tranzitoriu a acestor tipuri de generatoare se referă în primul rînd la eliminarea ultrarapidă a defectelor din rețea. În cazul particular al generatoarelor-bulb, performanțele ridicate ale RAE nu contribuie la îmbunătățirea sensibilă a condițiilor de stabilitate dinamică.

Examinarea funcționării generatoarelor în contextul rețelei (luînd în considerare incidente caracteristice) a delimitat suficient de clar tipurile de generatoare la care se pot adopta sisteme de excitație statice simplificate (fără compundaj și fără reacții inverse suplimentare) și cele la care aceste elemente trebuie prevăzute.

În legătură cu această problemă se menționează stabilirea măsurilor pentru evitarea apariției oscilațiilor cu amplitudini crescătoare în regimuri statice instabile.

Aceste oscilații ale tensiunii și puterilor în rețelele de transport au frecvențe de ordinul 0,2—1 Hz și sînt deosebit de periculoase pentru siguranța în funcționare a sistemului electro-

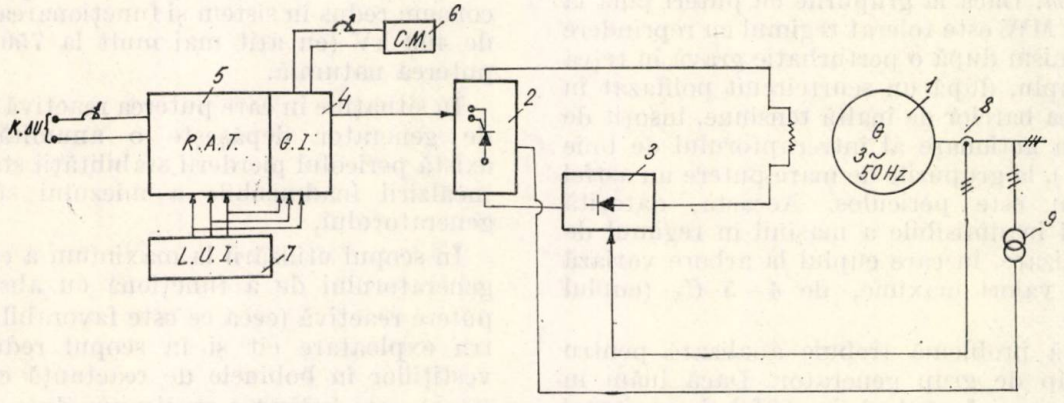


Fig. 2. Schema de reglare a grupului de 175 MW de la CHE Lotru :

1 — generator sincron principal ; *2* — punte redresoare cu tiristoare comandate ; *3* — punte redresoare cu diode necomandate ; *4* — generatoare de impulsuri ; *5* — regulator automat de excitație ; *6* — convertizor pentru reglaj manual ; *7* — limitator de unghi intern ; *8* — transformator de curent ; *9* — transformator de putere pentru alimentarea punții redresoare.

energetic, în sensul că favorizează declanşarea în cascadă a liniilor electrice şi prin aceasta duc la extinderea avariei.

Adaptarea optimă a valorilor (parametrilor) ajustabili din schema de RAE (respectiv şi RAV), considerînd configuraţiile şi regimurile caracteristice ale reţelei sistemului, constituie una dintre cele mai actuale şi importante probleme ale funcţionării sistemelor interconectate (problemă care a constituit şi constituie o preocupare constantă a secţiei „Sisteme" din I.S.P.E.).

În prezent în I.S.P.E. există programe de analiză a stabilităţii statice şi dinamice a sistemelor electroenergetice cu luarea în considerare a RAE şi RAV prin modele matematice de mare complexitate, care au redat suficient de fidel desfăşurarea unor procese tranzitorii experimentate pe viu în reţea.

Programele de calcul respective includ şi modelele matematice referitoare la comportarea dinamică a motoarelor sincrone şi asincrone. Aceste programe au permis soluţionarea unor probleme deosebit de importante ale sistemului electroenergetic românesc, cum ar fi :

a) Acordarea optimă a RAE ale hidrogeneratoarelor de la CHE Porţile de Fier.

b) Condiţiile de utilizare, în cadrul sistemul electroenergetic românesc, a sistemelor de excitaţie statice, fără compundaj în forţă, alimentate de la bornele sau barele de servicii proprii ale generatoarelor electrice.

c) Oportunitatea adoptării unor sisteme de excitaţie statice fără compundaj şi fără reacţii inverse suplimentare pentru grupuri-bulb.

d) Analiza performanţelor necesare ale sistemelor de reglaj automat al excitaţiei şi vitezei la viitorul palier de putere unitară mare, în corelare cu regimuri caracteristice de funcţionare interconectată.

1.2. *Automatizări pentru mărirea siguranţei în funcţionarea grupurilor*

Automatizare cu acţionare la ieşirea din sincronism. Dacă la grupurile cu puteri pînă la circa 200 MW este tolerat regimul cu reprindere în sincronism după o perturbaţie gravă în reţea (de exemplu, după un scurtcircuit polifazat în apropierea barelor de înaltă tensiune, însoţit de refuzul la acţionare al întreruptorului de linie respectiv), la grupurile de mare putere un astfel de regim este periculos. Aceasta, datorită solicitării inadmisibile a maşinii în regimul de resincronizare, în care cuplul la arbore variază atingînd valori maxime, de 4—5 C_N (cuplul nominal).

Această problemă trebuie analizată pentru fiecare tip de grup generator. Dacă luăm în consideraţie şi faptul că în astfel de regimuri tranzitorii rezultă fluctuaţii mari ale tensiunii în reţeaua zonală, cu variaţii momentane de 50—80%, se pune problema realizării unei automatizării care să acţioneze la ieşirea din sincronism, în sensul separării grupului respectiv pe serviciile interne sau pe un consum local, în scopul evitării extinderii regimului instabil în sistem, care în cele mai multe situaţii favorizează extinderea avariilor.

Este indicat ca o astfel de automatizare să acţioneze în funcţie de unghiul intern şi cu controlul tensiunii la borne [1], [2]. În acest scop este necesar ca toate grupurile de 330 MW să fie dotate cu dispozitiv de măsură a unghiului intern, completate cu automatica sus-menţionată, astfel încît la depăşirea unei anumite valori a unghiului intern (de ex. 120°), concomitent cu scăderea tensiunii la borne sub o anumită valoare (de ex. 50%), să se acţioneze netemporizat declanşarea întreruptorului blocului.

Această automatică ar putea acţiona şi la întreruperea circuitului de excitaţie, regim care de asemenea este inacceptabil în cazul grupurilor de mare putere unitară, datorită scăderii tensiunii în reţeaua de transport, ca urmare a faptului că generatorul absoarbe o putere reactivă de ordinul 70—80% din puterea nominală. Aceasta ar putea antrena ieşirea din sincronism a mai multor grupuri generatoare din reţeaua zonală respectivă şi, în consecinţă, avarii extinse.

Este de menţionat că în astfel de regimuri asincrone, la depăşirea valorii de 0,5% a alunecării grupului, supratensiunea care apare în înfăşurarea de excitaţie este periculoasă pentru redresoare, ceea ce este un argument suplimentar pentru separarea automată şi netemporizată a grupului de sistemul electroenergetic.

2. Supravegherea automată a regimurilor capacitive

Se referă la regimurile staţionare cu absorbţie de putere reactivă, impuse în regimurile cu consum redus în sistem şi funcţionarea arterelor de 400 kV (cu atît mai mult la 750 kV) sub puterea naturală.

În situaţiile în care puterea reactivă absorbită de generator depăşeşte o anumită valoare există pericolul pierderii stabilităţii statice şi al încălzirii inadmisibile a miezului statoric al generatorului.

În scopul utilizării la maximum a capacităţii generatorului de a funcţiona cu absorbţie de putere reactivă (ceea ce este favorabil atît pentru exploatare cît şi în scopul reducerii investiţiilor în bobinele de reactanţă cuplate în reţea), este indicat a se dispune de o automatizare care să acţioneze în sensul semnalizării depăşirii unghiului intern şi a unei anumite valori pentru temperatura miezului statoric,

urmînd să comande creşterea curentului de excitaţie cu o anumită temporizare.

Această automatizare este indicat să acţioneze şi la valori scăzute de tensiuni la borne, ştiut fiind faptul că la valori sub 90% din valoarea nominală există pericolul ieşirii din sincronism, ca urmare a instabilităţii sistemului de reglaj automat al excitaţiei. Evident, această automatizare va utiliza în parte echipamentul necesar realizării automatizării menţionate la pct. 1.

3. Automatizări din reţeaua serviciilor proprii

În aceeaşi măsură cu creşterea puterii unitare a grupurilor turbogeneratoare creşte şi puterea instalată în motoarele electrice din cadrul serviciilor interne ale acestor grupuri, ca şi puterea lor unitară. Astfel, pentru grupuri-bloc de 330 MW instalate în centrale termoelectrice pe cărbune inferior, puterea instalată în servicii interne este de circa 40 MW, puterile unitare maxime ale motoarelor electrice ajungînd la circa 7 MW.

În aceste condiţii, asigurarea continuităţii în funcţionare a serviciilor interne ale blocurilor generatoare în regimuri speciale de funcţionare a reţelei de înaltă şi joasă tensiune este în directă corelaţie cu siguranţa în funcţionare a sistemelor energetice interconectate.

Din cercetările efectuate pentru proiectarea grupurilor generatoare de 330 MW de fabricaţie românească, s-au scos în evidenţă anumite probleme privind protecţia şi automatizările aferente serviciilor interne ale acestor grupuri, dintre acestea menţionîndu-se :

— Necesitatea eliminării rapide, în circa 0,3 s timp total, a scurtcircuitelor trifazate din reţeaua de 6 kV, pentru asigurarea unor condiţii de autopornire satisfăcătoare a motoarelor electrice. Adoptarea unor timpi mai mari de eliminare a defectelor pentru reţeaua de 6 kV trebuie analizată de la caz la caz, întrucît, în funcţie de caracteristicile motoarelor electrice, ale transformatoarelor, aportul la scurtcircuit trifazat în nodul respectiv, se pot obţine condiţii de autopornire satisfăcătoare cu economii importante (fir pilot pentru racordurile de 6 kV) etc.

— Apariţia unor defecte în reţeaua de înaltă tensiune eliminate prin protecţia de bază (0,2 s) nu conduce la perturbaţii în cadrul serviciilor interne. În cazul apariţiei unor defecte cu refuz de declanşare a întreruptorului sau acţionare a protecţiei de rezervă, este necesar să se analizeze şi condiţiile de autopornire a motoarelor electrice, deoarece în astfel de regimuri dinamice au loc variaţii mari ale tensiunii şi curentului în reţeaua de 6 şi 0,4 kV. Este necesar ca protecţia prin relee a motoarelor electrice să fie corelată cu astfel de calcule, pentru a nu exista acţionări neselective.

În cazul în care în astfel de regimuri dinamice, pentru ieşirea din sincronism grupul generator este declanşat prin automatică (propusă la pct. 1), sau nu sînt asigurate condiţiile de autopornire satisfăcătoare pentru motoarele electrice, este necesară utilizarea unei automatizări care să declanşeze trecerea automată pe sursa de rezervă. Automatizarea va acţiona în funcţie de numărul de pendulaţii ale tensiunii din reţeaua de 6 kV.

Trecerea automată pe sursa de rezervă a motoarelor electrice din cadrul serviciilor interne este necesar să se realizeze pentru grupurile generatoare de 330 MW cu o pauză de circa 1,5 s timp total (temporizare + timpul de declanşare + anclanşare întreruptor) pentru asigurarea unor condiţii de autopornire satisfăcătoare. În cazul în care acest timp nu se poate realiza, iar pentru timpi mai mari nu se obţin condiţii de autopornire satisfăcătoare, este utilă sacrificarea pe durate scurte a unor consumatori care nu influenţează funcţionarea centralei, cu repornirea lor secvenţială. Această automatizare se va stabili de la caz la caz, în funcţie de tipul de centrală.

Astfel, în cazul funcţionării cu electropompele de alimentare ($2 \times 7{,}2$ MW) la grupul de 330 MW, în anumite condiţii de schemă, este necesară trecerea automată pe sursa de rezervă a unei singure electropompe de alimentare, urmînd ca cea de-a doua să fie repornită după circa 5 s. În acest mod se pot realiza condiţii de autopornire satisfăcătoare pentru toţi ceilalţi consumatori.

4. Reglajul automat al vitezei

Grupurile de putere mare de concepţie modernă au unele caracteristici (reactanţe, constantă de inerţie, cuplu asincron) nefavorabile din punctul de vedere al comportării în regimuri tranzitorii şi sînt necesare anumite măsuri privind reglajul automat al vitezei. Cea mai importantă din aceste măsuri se referă la accelerarea închiderii admisiei de la circa 1—2 s în prezent la circa 0,3 s la dispozitivele moderne în momentul scăderii bruşte a puterii electrice debitate ca urmare, de exemplu, a unui scurtcircuit trifazat în zona barelor de înaltă tensiune pe care debitează grupul.

De asemenea, deschiderea rapidă a vanei de admisie după eliminarea defectului contribuie substanţial la păstrarea sincronismului şi restabilirea regimului normal de funcţionare.

Realizarea acestor condiţii contribuie şi la favorizarea menţinerii în funcţiune a grupului pe serviciile interne, la separarea intempestivă de sistem. Este indicat ca această problemă să fie analizată în legătură cu realizarea viitoarelor grupuri româneşti de 330 MW şi mai mari (fig. 3)

Cercetarea posibilităţilor de îmbunătăţire a performanţelor reglajelor automate de viteză cu care vor fi dotate grupurile generatoare

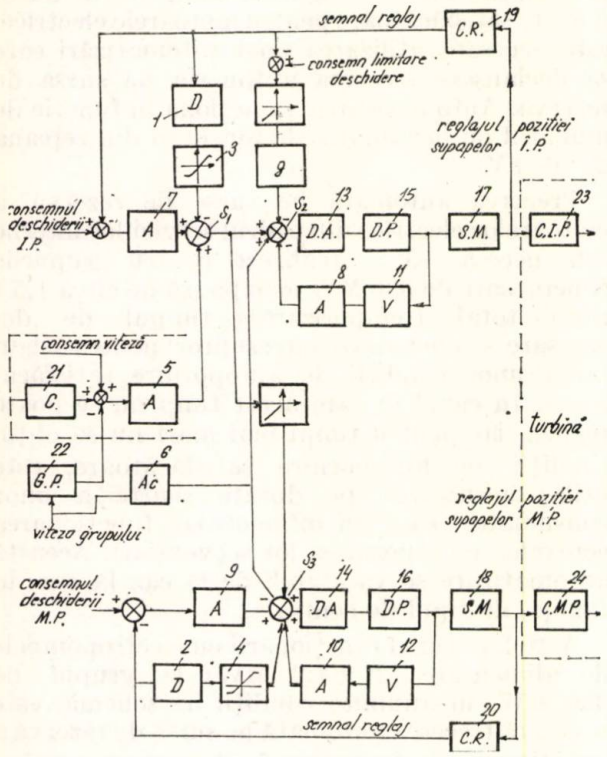


Fig. 3. Schema-bloc a regulatorului automat de viteză tip Neyrpic RTA — G8, pentru turbogeneratoare :

1, 2 — reţele de diferenţiere ; *3, 4* — blocuri de limitare ; *6* — accelerometru cu prag ; *5, 7, 8, 9, 10* — amplificatoare electronice ; *11, 12* — variometre ; *13, 14* — dispozitive de acţionare ; *15, 16* — distribuitoare principale ; *17, 18* — servomotoare ; *19, 20* — came de reglaj ale variometrelor ; *21* — generator cu cuarţ ; *22* — generator pilot ; *23* — corp înaltă presiune ; *24* — corp medie presiune.

mari va trebui să aibă în vedere şi necesitatea realizării unui reglaj adaptativ al parametrilor, în sensul ca viteza de închidere şi deschidere a admisiei aburului să fie modificată automat în funcţie de anumite caracteristici ale perturbaţiilor : scurtcircuite în reţea, declanşări intempestive de la reţea, funcţionare insulară pe un consum zonal, regimuri static sau dinamic instabile etc.

Reglajul adaptativ al vitezei s-a dovedit util în special pentru grupurile generatoare nucleare, dar şi pentru turboagregatele de mare putere, în general.

Bibliografie

[1] Glebov, I.A. şi Ruelle, G. Rapport d'activité du Comité d'études nr. 11 (Machines tournantes). În : Electra nr. 38, ianuarie 1975.

[2] Moraite, G. *Asupra unor automatizări pentru mărirea siguranţei în funcţionare a sistemului electroenergetic în regimuri tranzitorii.* În : Energetica, nr. 6—7, 1974.

[3] Vădănescu, G. şi Drăgan, D. *Probe de funcţionare în sistem pentru grupurile de la CHE Porţile de Fier.* În : Energetica nr. 5, 1973.

[4] Bingen, P., Keay, F. W. şi Raczkowski, C. *Dynamic stability tests on 733 MVA generator at Kincaid Station.* În : PAS nr. 5, 1974.

[5] * * * *Instrucţiuni privind probele funcţionale ale sistemelor de reglare automată a tensiunii şi vitezei grupurilor generatoare în vederea analizei comportării în sistem.* Lucrare ISPE, 1975.

[6] * * * *Studiul oportunităţii adoptării unor sisteme de excitaţie simplificată la grupurile hidrogeneratoare cu puteri pînă la 100 MW.* Lucrare ISPE, 1975.

[7] Gougeuil, I. şi Lecrique. *Quelques questions touchant la régulation de vitesse et son incidence sur le fonctionnement des réseaux.* SEE 12-ème section, 1975.

(Articol intrat în redacţie la 14 octombrie 1975)

Algoritm şi program pentru calculul regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice prin metoda decuplării

Ing. **J. Constantinescu**
şi ing. **Mariana Homoş***)

Programele de calcul cele mai utilizate în ultimii ani pentru analiza regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice au la bază cunoscutul algoritm Newton-Raphson. Algoritmul N.R. s-a dovedit superior metodelor de calcul mai vechi, deşi are o serie de deficienţe, care privesc volumul de calcule pe iteraţie, necesarul de spaţiu de memorare pe calculator şi convergenţa calculului atunci cînd se determină aşa-numitele regimuri grele de funcţionare a sistemului electroenergetic.

*) Autorii sînt cercetători ştiinţifici la ICEMENERG, Laboratoru sisteme electroenergetice.

Metoda care se prezintă conservă în general avantajul algoritmului N.R. relativ la numărul de iteraţii necesare obţinerii soluţiei şi atenuează esenţial deficienţele menţionate.

Noţiunea de „decuplare" este legată de ideea rezolvării independente a ecuaţiilor care exprimă abaterile puterilor nodale, active şi reactive, la o etapă oarecare a calculului.

Metoda are o serie de particularităţi care provin din simplificarea coeficienţilor din ecuaţiile N.R., pe baza observaţiei structurii fizice a sistemului electroenergetic. Coeficienţii care rezultă nu depind de tensiuni, care sînt variabilele problemei. Geometric, constanta coeficienţilor se poate interpreta ca un procedeu de găsire a soluţiei finale după tangente cu pantă fixă.

Din punctul de vedere al calculului, această particularitate face posibilă evitarea retriangularizării Gauss a matricei de coeficienţi la fiecare iteraţie şi elimină neajunsul care poate să apară, atunci cînd se aplică metoda N.R., la schimbări importante ale direcţiei tangentei.

De asemenea, independența celor două sisteme de ecuații liniarizate implică reducerea la jumătate a numărului de coeficienți în raport cu aceeași metodă N.R., luată ca referință.

Reducerea numărului de coeficienți și triangularizarea o singură dată — înainte de începerea calculului iterativ — a matricei de coeficienți au ca efect reducerea de două pînă la patru ori a numărului de operații de calcul pe iterație.

1. Ecuațiile liniarizate ale regimului staționar în metoda decuplării

Ecuațiile se vor scrie pentru cele două forme clasice de exprimare a variabilelor: polară și cartezianã. Pentru stabilirea relațiilor finale se prezintă succesiv:

— ecuațiile puterilor nodale;
— ecuațiile liniarizate din metoda Newton;
— ecuațiile liniarizate din metoda decuplării.

1.1. *Ecuațiile puterilor nodale*

— Forma carteziană:

$$P_i = \sum_j [G_{ij}(U'_i U'_j + U''_i U''_j) + B_{ij}(U''_i U'_j - U'_i U''_j)] \quad (1)$$

$$Q_i = \sum_j [G_{ij}(U''_i U'_j - U'_i U''_j) - B_{ij}(U'_i U'_j + U''_i U''_j)] \quad (2)$$

— Forma polară:

$$P_i = U_i \sum_j U_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) \quad (1')$$

$$Q_i = U_i \sum_j U_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) \quad (2')$$

unde

$\underline{U}_i = U'_i + j U''_i = U_i \angle \theta i$ element al vectorului tensiunilor nodale (3)

$\underline{Y}_{ij} = G_{ij} + jB_{ij}$ element al matricei de admitanțe nodale

$\theta_{ij} = \theta_i - \theta_j$

1.2. *Ecuațiile liniarizate din metoda Newton*

— Forma carteziană:

$$\sum_j \frac{\partial P_i}{\partial U'_j} \Delta U'_j + \sum_j \frac{\partial P_i}{\partial U''_j} \Delta U''_j = \Delta P_i \quad (4)$$

$$\sum_j \frac{\partial Q_i}{\partial U'_j} \Delta U'_j + \sum_j \frac{\partial Q_i}{\partial U''_j} \Delta U''_j = \Delta Q_i \quad (5)$$

— Forma polară:

$$\sum_j \frac{\partial P_i}{\partial \theta_j} \Delta \theta_j + \sum_j \frac{\partial P_i}{\partial U_j} \Delta U_j = \Delta P_i \quad (4')$$

$$\sum_j \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} \Delta \theta_j + \sum_j \frac{\partial Q_i}{\partial U_j} \Delta U_j = \Delta Q_i \quad (5')$$

unde:

$\Delta P_i = P_{i,\,\text{dat}} - P_{i,\,\text{calculat}}$

$\Delta Q_i = Q_{i,\,\text{dat}} - Q_{i,\,\text{calculat}}$

$\sum_j$ are semnificație numai pentru nodurile j legate direct cu i, inclusiv $i = j$.

1.3. *Ecuațiile liniarizate din metoda decuplării*

Coeficienții din ecuațiile (4), (5), (4'), (5') se aproximează, din considerente care privesc natura fizică a sistemului electroenergetic, după cum urmează:

$$\frac{\partial P_i}{\partial U'_j} \approx \frac{\partial P_j}{\partial U_j} \approx 0 \quad (6)$$

$$\frac{\partial Q_i}{\partial U''_j} \approx \frac{\partial Q_i}{\partial \theta_j} \approx 0$$

Cu aceste aproximații ecuațiile devin:

$$\sum_j \frac{\partial P_i}{\partial U''_j} \Delta U''_j = \Delta P_i \quad (7)$$

$$\sum_j \frac{\partial Q_i}{\partial U'_j} \Delta U'_j = \Delta Q_i \quad (8)$$

respectiv

$$\sum_j \frac{\partial P_i}{\partial \theta_j} \Delta \theta_j = \Delta P_i \quad (7')$$

$$\sum_j \frac{\partial Q_i}{\partial U_j} \Delta U_j = \Delta Q_i \quad (8')$$

unde

$$\frac{\partial P_i}{\partial U''_j} = -U'_i B_{ij} + U''_i G_{ij} + \delta_{ij} I''_i \quad (9)$$

$$\frac{\partial Q_i}{\partial U'_j} = -U'_i B_{ij} + U''_i G_{ij} - \delta_{ij} I''_i \quad (10)$$

respectiv

$$\frac{\partial P_i}{\partial \theta_j} = -U_i [U_j (B_{ij} \cos \theta_{ij} - G_{ij} \sin \theta_{ij})] - \delta_{ij} Q_i \quad (9')$$

$$\frac{\partial Q_i}{\partial U_j} = -U_i\,[(B_{ij}\cos\theta_{ij} - G_{ij}\sin\theta_{ij})] + \\ + \delta_{ij}\,Q_i/U_j \qquad (10')$$

cu

δ_{ij} — simbolul lui Kroneker,

$I_i = I_i' + jI_i''$ — curentul injectat în nodul i.

În continuare se neglijează acei coeficienţi care, de regulă, sînt mai mici cel puţin cu un ordin de mărime în raport cu cei care se reţin :

$$U_i''\,G_i \ll U_i'\,B_{ij} \qquad (11)$$

respectiv

$$U_i\,G_{ij}\sin\theta_{ij} \ll U_i\,B_{ij}\cos\theta_{ij} \qquad (11')$$

De asemenea, se aproximează cu 1 cosinusurile unghiurilor $(\theta_i - \theta_j)$.

Se obţin sistemele de ecuaţii liniare simplificate :

$$\sum_j (-B_{ij}\,U_i' + \delta_{ij}\,I_i'')\,\Delta U_j'' = \Delta P_i \qquad (12)$$

$$\sum_j (-B_{ij}\,U_i' - \delta_{ij}\,I_i'')\,\Delta U_j' = \Delta Q_i \qquad 13)$$

respectiv

$$\sum_j (-B_{ij}\,U_i\,U_j - \delta_{ij}\,Q_i)\,\Delta\theta_j = \Delta P_i \qquad (12')$$

$$\sum_j (-B_{ij}\,U_i + \delta_{ij}\,Q_i/U_j)\,\Delta U_j = \Delta Q_i \qquad (13')$$

Depinzînd de tensiuni, coeficienţii din (12), (13), (12′) şi (13′) necesită recalcularea după fiecare corectare a tensiunilor sau, altfel spus, după fiecare iteraţie de calcul. Inconvenientul se înlătură dacă se neglijează componentele I_i'' şi Q_i din (13) şi (13′) şi dacă se determină o nouă formulare a coeficienţilor diagonali din ecuaţiile (12) şi (12′), observînd că

$$I_i'' = \sum_j (U_j''\,G_{ij} + U_i'\,B_{ij}) \approx \sum_j U_j'\,B_{ij}, \qquad (14)$$

$$Q_i \approx -U_i \sum_j B_{ij}\,U_j \quad (\text{din } (2')) \qquad (14')$$

Se împart ecuaţiile prin U_i', respectiv U_i, şi se obţin expresiile finale utilizate în cadrul algoritmului de calcul :

$$(\sum_{j\neq i} B_{ij}\,k_{ji}')\,\Delta U_i'' - \sum_{j\neq i} B_{ij}\,\Delta U_j'' = \Delta P_i/U_i' \qquad (15)$$

$$-\sum_j B_{ij}\,\Delta U_j' = \Delta Q_i/U_i' \qquad (16)$$

respectiv

$$(\sum_{j\neq i} B_{ij}\,k_{ji})\,U_{i0}\,\Delta\theta_i - \sum_{j\neq i} B_{ij}\,U_{j0}\,\Delta\theta_j = \Delta P_i/U_i \qquad (15')$$

$$-\sum_j B_{ij}\,\Delta U_j = \Delta Q_i/U_i \qquad (16')$$

în care

$$k_{ji}' = U_{j0}'/U_{i0}' \\ k_{ji} = U_{j0}/U_{i0} \qquad (17)$$

cu indicele 0 s-au notat valorile iniţiale ale tensiunilor.

2. Algoritmul de calcul

Sistemele de ecuaţii (15), (16) şi omoloagele lor (15′) şi (16′), rezolvate alternativ, exprimă sugestiv noţiunea de „decuplare" atribuită acestei metode de calcul.

Ideea separării ecuaţiilor reţelei în două subsisteme distincte, utilizate primul pentru determinarea componentelor transversale ale tensiunilor, celălalt pentru determinarea componentelor longitudinale, nu este nouă. Ea a fost exprimată iniţial de Ward şi Hale în 1956 [6] şi perfecţionată mai recent prin lucrările lui Uemura, Tinney, Despotovic, Stott-Alsac [2], [3], [4], [5].

Algoritmul de calcul publicat de Stott-Alsac a influenţat cel mai mult soluţia adoptată de autori. Principalele deosebiri privesc modul în care se stabilesc relaţiile de calcul şi forma finală a acestora. Astfel :

— Ecuaţiile propuse în [5] *implică* utilizarea tensiunilor nominale la determinarea termenilor diagonali din sistemul de ecuaţii (15′).

Soluţia nu este avantajoasă atunci cînd succesiv se determină mai multe regimuri permanente (simulate) ale aceleiaşi reţele, sau cînd se dispune de tensiunile dintr-un regim permanent, apropiat celui care se determină.

Se menţionează că soluţia sistemului de ecuaţii (15′) influenţează de obicei negativ convergenţa procesului general de calcul.

— Relaţiile de calcul stabilite în cadrul acestei lucrări explică simplu dispariţia *tuturor* susceptanţelor legăturilor nodurilor cu pămîntul din ecuaţiile (15) şi (15′).

— Lucrarea menţionată nu face nici o afirmaţie privind posibilitatea de a exprima variabilele în forma carteziană, alternativă care conduce la mai puţine operaţii de calcul pe iteraţie.

Aşa cum s-a menţionat, algoritmul de calcul asociat cu metoda decuplării constă în parcurgerea succesivă a două etape de calcul :

a) soluţionarea ecuaţiilor liniare (15) sau (15′) scrise pentru toate nodurile reţelei

Se obţin vectorii-corecţie $\Delta U''$, respectiv $U_0\Delta\theta$.

Dacă ecuaţiile au fost scrise în forma polară, elementele vectorului $U_0 \Delta\theta$ se împart cu tensiunile care au servit la calculul termenilor diagonali pentru obţinerea vectorului corecţiilor unghiulare.

Dacă sistemul de ecuaţii a fost scris în forma carteziană, după corectarea componentelor transversale ale tensiunilor, la nodurile de tipul P, U se corectează şi componenta longitudinală

$$U_i' = \text{RADICAL}\,(U_{impus}^2 - U_i''^2) \qquad (18)$$

b) soluţionarea ecuaţiilor liniare (16) sau (16′) numai pentru nodurile cu tensiune variabilă de tipul P, Q.

Se obţin vectorii-corecţie $\Delta U'$, respectiv ΔU.

Ambele variante de algoritm (polar/cartezian) au fost testate în ipotezele :

$I1$, $k'_{ji} = k_{ji} = 1$, echivalentă cu $I_i'' = Q_i = 0$,

$I2$, $k'_{ji} = k_{ji} = U_{nj}/U_{ni}$ (rapoarte de tensiuni nominale),

$I3$, k'_{ij} şi k_{ij} ca rapoarte de tensiuni corespunzătoare unui regim permanent apropiat.

$I4$, B_{ij} din matricea de admitanţe nodale,

$I5$, $B_{ij} = -1/X_{ij}$ în ecuaţiile (15) sau (15′) (conform indicaţiei din [5]) şi din matricea admitanţelor nodale în ecuaţiile (16) sau (16′).

Constatări

— Ipoteza $I1$ conduce în majoritatea cazurilor la divergenţe de calcul.

— Ipoteza $I2$ este satisfăcătoare pentru varianta „polară", dar prelungeşte mult calculul dacă se utilizează varianta „carteziană".

— Ipoteza $I5$ conduce la rezultate optime din punctul de vedere al numărului de iteraţii de calcul. Constatarea justifică completarea algoritmului, astfel încît, atunci cînd se constată necesitatea unui număr relativ mare de iteraţii, să se recalculeze coeficienţii k'_{ji} sau k_{ji}.

— Substituirea ipotezei $I4$ cu $I5$ are un efect favorabil, deşi nu foarte semnificativ, asupra convergenţei calculului.

Cele două sisteme de ecuaţii liniarizate se soluţionează prin metoda eliminării ordonate. Triangularizarea matricelor de coeficienţi se execută la începutul calculului şi ori de cîte ori un nod de tipul P, U este convertit în nod de tipul P, Q (sau reciproc). Soluţia „retriangularizării" s-a dovedit mai avantajoasă decît procedeul, specific algoritmelor care folosesc matricea impedanţelor nodale, care utilizează elementele diagonale corespunzătoare nodurilor P, U din inversa matricei susceptanţelor nodale [5].

Ideea utilizării acestui procedeu, care conduce la un număr mărit de iteraţii, era susţinută de afirmaţia că efortul de calcul pentru retriangularizarea celui de-al doilea sistem de ecuaţii este de cîteva ori mai mare în raport cu cel necesar efectuării unei iteraţii propriu-zise. În realitate s-a constatat contrariul.

Aşa cum s-a menţionat, modificarea tipului de nod se execută în două situaţii, atunci cînd

— nodul cu tensiune impusă devine nod cu tensiune variabilă şi $Q = Q_{limită}$;

— nodul care iniţial a fost de tipul P, U, şi ulterior convertit în nod cu tensiune variabilă, redevine nod cu tensiune impusă. Posibilitatea revenirii se constată prin observarea tensiunii sale imediat ce aceasta se corectează cu $\Delta U'$ sau ΔU (în etapa substituţiei „înapoi"). Se revine la tensiunea impusă dacă aceasta are o valoare care nu implică depăşirea limitelor de variaţie a puterii reactive şi se ajustează corespunzător şi valoarea corecţiei, pentru a servi la determinarea acelor tensiuni care depind de ea.

3. Scurtă descriere a programului de calcul

Programul este scris în limbajul FORTRAN pentru calculatorul ELLIOTT — 4120 din dotarea Dispecerului energetic naţional. Este segmentat radial şi permite analiza regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice cu maximum 400 noduri.

Programul a fost elaborat în două variante, corespunzătoare celor două forme de exprimare a variabilelor.

Operaţiile de citire/extragere date şi de prelucrare sînt efectuate după cum urmează :

— Citirea datelor nodale şi parametrilor elementelor reţelei. Citirile sînt însoţite de operaţii de validare, dacă este cazul se tipăresc mesaje de avertizare/eroare.

Pot fi introduse date complete asociate nodurilor sau elementelor de reţea, precum şi o serie de tipuri de corecţii la date deja introduse în memoria calculatorului.

— Determinarea matricei admitanţelor nodale.

Operaţia include calculul schemelor echivalente ale autotransformatoarelor cu raport de transformare real sau complex în unele cazuri, calculul cuadripolilor echivalenţi autotransformatoarelor inseriate cu linii.

— Ordonarea ecuaţiilor reţelei în scopul minimizării numărului de coeficienţi noi care apar în cursul eliminării Gauss. Operaţia se efectuează printr-un procedeu de simulare a

eliminării şi include formarea listelor de indici necesari pentru referirea coeficienţilor din ecuaţii în cursul calculului.

— Calculul tensiunilor nodale prin metoda decuplării. Iniţial sînt determinaţi coeficienţii diagonali din ecuaţiile (15), (15′), după care se triangularizează matricele de coeficienţi ale celor două sisteme de ecuaţii liniarizate, folosindu-se listele de indici formate în etapa de ordonare.

Urmează ciclul iterativ, în care, alternativ, se soluţionează ecuaţiile echivalente corespunzătoare matricelor triangularizate, respectiv se determină termenii liberi echivalenţi şi se execută substituţia „înapoi".

Verificarea puterilor reactive la nodurile cu tensiune impusă se efectuează înainte de soluţionarea sistemului echivalent ecuaţiilor (16) sau (16′).

— Determinarea circulaţiilor (puteri, curenţi), pierderilor şi producţiilor capacitive ale elementelor reţelei. Rezultatele calculului sînt astfel tipărite, încît să se uşureze observarea mărimilor caracteristice ale regimului. Alături de valorile numerice se tipăresc codurile alfanumerice ale nodurilor, texte care specifică tipul nodului/elementului de reţea şi, dacă este cazul, mesaje care indică depăşiri de limite tehnice.

4. Aplicaţii ale programului de calcul

Programul a fost utilizat pentru determinarea regimurilor permanente ale unor sisteme electroenergetice cu 45, 200, 250, 285 şi 400 noduri. Rezultatele obţinute permit formularea unor concluzii privitoare la performanţele sale şi ale algoritmului de calcul. Astfel

— Numărul iteraţiilor de calcul necesare pentru obţinerea soluţiei finale reprezintă procentual valori cuprinse între 100 şi 200% din cel corespunzător algoritmului N.R., dar durata în care se execută o iteraţie reprezintă numai 30—40% din timpul de calcul necesar pentru efectuarea unei iteraţii N.R.

Se precizează că în cadrul unei iteraţii de calcul se soluţionează ambele sisteme de ecuaţii liniarizate şi se corectează ambele componente ale tensiunilor.

— Dacă se face abstracţie de operaţia de ordonare optimală a ecuaţiilor, timpul de calcul necesar pentru triangularizarea unei matrice de coeficienţi reprezintă aproximativ 30% din timpul de calcul în care se efectuează o iteraţie. Această constatare justifică procedeul schimbării tipului de nod utilizat la calculul mărimilor de regim asociate nodurilor cu tensiune impusă.

— Cu noul program s-au obţinut soluţii pentru majoritatea regimurilor ce nu au putut fi determinate prin metoda N.R.

În tabelul de mai jos s-au trecut, pentru exemplificare, cîteva valori comparative care privesc duratele de calcul corespunzătoare programului care utilizează algoritmul decuplării şi unui program bazat pe o variantă a algoritmului N.R., care necesită un volum redus de calcule pe iteraţie [1].

Nr. noduri reţea / Nr. legături	Număr de noduri cu tensiune impusă	Număr de iteraţii de calcul		Durata calculului iterativ/secunde/(calculator ELLIOTT—4120)	
		R.N.	D.	N.R.	D.
45/60	7	4	5	16	11
200/330	18	5	6	160	105
250/349	16	4	6	165	115
285/361	21	—	6	—	130
400/530	24	—	7	—	205

Concluzii

Algoritmul decuplării utilizat la calculul regimurilor staţionare ale sistemelor electroenergetice are o serie de avantaje în raport cu algoritmul clasic N.R. Acestea privesc reducerea numărului de operaţii de calcul pe iteraţie şi deci reducerea timpului de calcul pe iteraţie, precum şi îmbunătăţirea convergenţei calculului, atunci cînd se soluţionează reţele pentru care este satisfăcută condiţia.

De asemenea, algoritmul de calcul se formulează simplu dacă se dispune de o rutină de calcul a sistemelor de ecuaţii liniare, prin metoda eliminărilor Gauss ordonate.

Bibliografie

[1] * * * *Algoritme şi programe pentru calculul regimurilor staţionare ale sistemelor electroenergetice extinse, interconectate.* Lucrare ICEMENERG—DEN, 1974.

[2] Uemura, K. *Approximated Jacobians in Newton's Power Flow Method.* PSCC, sept. 1972.

[3] Tinney, W. şi Peterson, N. *Steady-State Security. Monitoring.* Symp. „Real Time Control of Electric Power Systems", Brown-Boveri, 1972.

[4] Despotovic, S. *A New Decoupled Load Flow Method.* În : PAS, 93, nr. 3, 1974.

[5] Stott, B. şi Alsac, O. *Fast Decoupled Load Flow.* În : PAS, 93, nr. 3, 1974.

[6] Ward, J. şi Hale, H. *Digital Computer Solution of Power Flow Problems.* În : Trans. AIEE, 75, 1956.

(Articol intrat în redacţie la 31 martie 1975)

Delegarea autorității și responsabilității

Adrian Popescu*)

Delegarea autorității și a responsabilității constituie o activitate de conducere care vine în întîmpinarea rezolvării unor probleme pe care le ridică viața de zi cu zi și în fața conducătorilor din unitățile aparținînd sectorului energetic. Este vorba, de fapt, de impactul la nivel microeconomic al aplicării unui principiu fundamental de conducere a activității economico-sociale din țara noastră, principiul centralismului democratic, conturat în nuanțele etapei în care ne aflăm acum : făurirea societății socialiste multilateral dezvoltate și înaintarea României spre comunism.

Partidul nostru pornește de la faptul că acest principiu are un conținut dialectic : păstrînd o conducere unitară, trebuie acționat continuu pentru extinderea autonomiei organelor de la bază ; dezvoltînd inițiativa de jos, trebuie respectată o concepție unitară de conducere. Dacă, pe de o parte, este adevărat că, spre a nu pierde perspectiva de ansamblu — care singură asigură o adevărată posibilitate de optimizare a deciziilor luate într-o unitate microeconomică, prin armonizarea optimurilor parțiale, ce constituie totdeauna suboptimizări în raport cu unitatea luată ca un tot — se impune să se păstreze anumite decizii la nivelele superioare de conducere, tot atît de adevărat este că, pe de altă parte, spre a nu pierde realismul anumitor decizii, ele trebuie luate cît mai jos, pe nivelele ierarhice situate cît mai aproape de locul unde se realizează planul, cît mai aproape de locul unde se nasc informațiile care generează și fundamentează aceste decizii.

Delegarea autorității și responsabilității pune problema găsirii permanente, în dinamică, a acelui dozaj de autoritate și responsabilitate la fiecare nivel, din care să rezulte cel mai bun randament total al folosirii cadrelor de conducere, eficiența cea mai mare în ansamblu a deciziilor ce trebuie luate pentru desfășurarea activității și pentru dezvoltarea continuă a unei unități energetice. Și această dozare trebuie să reprezinte un compromis între avantajele și inconvenientele care apar în fiecare caz în parte, trebuie să reprezinte respectarea consecventă a centralismului democratic.

Complexitatea problemelor noi cu care este confruntată din ce în ce mai mult conducerea unităților energetice românești sporește mereu ca urmare a ritmului înalt de dezvoltare continuă a țării noastre și a efectelor revoluției tehnico-științifice, ca și a revoluției sociale socialiste. În aceste condiții nu se mai poate concepe ca luarea tuturor hotărîrilor necesare desfășurării activității și dezvoltării unităților să fie făcută exclusiv la nivelul conducerii superioare a acestora. Pentru a asigura eficiența și realismul deciziilor este necesar ca din ele o bună parte să fie împinse în jos ; conducerea superioară a unităților trebuie să delege autoritatea și responsabilitatea luării deciziilor la nivelele de conducere medie și operațională. Valoarea conducerii superioare a unei unități de nivel microeconomic, eficacitatea sa se măsoară și în raport cu felul în care știe să folosească delegarea autorității și a responsabilității.

Ce este delegarea autorității și a responsabilității ?

Se știe că un conducător, prin desfășurarea anumitor activități : selecționare, integrare, formare, perfecționare, motivare și participare a colaboratorilor în subordine, îi determină pe aceștia să acționeze în vederea atingerii obiectivelor unității.

Pentru a realiza acest lucru, conducătorul se folosește de autoritatea sa. Această autoritate izvorăște, pe de o parte, din poziția ierarhică pe care o deține, ceea ce constituie autoritatea statutară, care îi dă dreptul să sancționeze și să recompenseze, iar pe de altă parte, din autoritatea sa personală, autoritate derivată din inteligența, din competența sa profesională, din recunoașterea și acceptarea superiorității în cunoștințe și experiență, în capacitatea sa de a munci în colectiv, de a respecta colaboratorii și de a se face respectat, de a explica obiectivele și rațiunea deciziilor care trebuie luate, de a nu se pierde în detalii neesențiale, ci de a urmări un țel final, de a stimula interesul reciproc în cooperare, de a încuraja un comportament corespunzător al colaboratorilor în subordine, într-un cuvînt, din calitățile sale de conducător, din nivelul său politic și conștiința sa socialistă. Autoritatea de conducere nu este deci o simplă și directă impunere a unei voințe, ci un proces complex de influențare a acțiunilor oamenilor conduși, care presupune să nu fie nevoie de supravegherea lor continuă. Adevărata autoritate o deține acel conducător care o face să continue să existe și dacă el a delegat o parte din autoritatea sa.

Conducerea superioară a unei unități energetice nu poate face totul. Ea trebuie însă să definească în colectiv, împreună cu colaboratorii în subordine, obiectivele unității, așa cum se desprind din planul de stat, să se asigure că ele au fost bine înțelese, să fixeze *sarcinile* ce revin acestor colaboratori și să transmită *autoritatea* împreună cu *responsabilitatea* corespunzătoare realizării acestora, într-un cuvînt, *să delege din puterile sale*. A delega înseamnă, astfel, a încredința unui colaborator în subordine ceea ce un conducător nu este necesar să facă singur, spre a-i rămîne timp să facă ceea ce

*) Adrian Popescu, inginer consultant în conducere la CEPECA, este analist I la Centrul de calcul electronic al Institutului de cercetări pentru industria electrotehnică (ICPE).

este cu adevărat prioritar pentru postul de conducere pe care-l deține.

Delegarea autorității și responsabilității presupune în primul rînd *încredere în oameni*, apoi *alegere conștientă și pregătire a cadrelor* pentru promovarea lor în viitor și, în sfîrșit, *eliberarea și încurajarea inițiativelor*.

Conducerea care deleagă trebuie să facă sacrificii de amor propriu și să accepte că inițiativa tuturor trebuie să se adauge și la nevoie să suplinească inițiativa sa, bineînțeles în limitele impuse de respectul autorității și disciplinei care trebuie să domnească în orice unitate socialistă. Conducătorul trebuie să-și învingă frica de delegare, manifestată fie prin teama de a i se lua locul de cel pe care îl deleagă și-l educă, fie prin teama de incompetența celor din jur, care nu ar fi capabili să îndeplinească sarcina încredințată. Conducătorul cînd deleagă înseamnă că acordă credit maturității și inteligenței colaboratorilor. De asemenea, un conducător care deleagă trebuie să accepte ideea că nu există inițiativă fără drept la greșeală.

Dacă într-o unitate energetică domnește ideea că pentru fiecare greșeală există riscul unei sancțiuni sau riscul de a pierde o eventuală promovare, atunci există și pericolul ca oamenii să nu-și mai preia responsabilități, să nu-și mai exercite autoritatea.

Trebuie să se ia în considerare că oamenii pot face uneori unele greșeli și este absolut necesar ca subordonații să aibă libertatea de a face și greșeli, deoarece dacă cineva este atît de bun încît nu greșește niciodată și deloc înseamnă că, de fapt, nu lucrează cu maximum de capacitate. De aceea un conducător trebuie să aibă încredere în capacitățile subordonaților săi și toleranță, înțelegere față de greșelile lor. Cînd o treabă nu merge bine, prima reacție a fiecăruia este să considere vinovat pe altcineva, iar a doua reacție este să pedepsească pe cineva. Cadrele de conducere reacționează și ele la fel. Ar trebui însă să încerce să nu dea prea mare importanță fiecărei greșeli. Nu trebuie cultivată „teroarea greșelii' între colaboratorii în subordine, ci trebuie ca aceștia să fie liberi uneori să ia și decizii greșite. Aceasta este o parte din prețul progresului. Pentru a fi corect și obiectiv trebuie cîntărite greșelile unui om în raport cu întreaga sa activitate. De asemenea, nu trebuie să se uite că oamenii învață repede din greșelile lor, și astfel o greșeală nu constituie în întregime o pierdere, dacă oamenii învață să lucreze mai bine în viitor. Dreptul de a greși nu înseamnă însă că, atunci cînd un subordonat începe să facă o greșeală evidentă, conducătorul să-l lase să o facă. Totuși, dacă conducătorul intervine totdeauna, subordonatul nu va învăța niciodată să stea pe picioarele lui. De aceea una dintre problemele cele mai dificile ale delegării este ca un conducător să lase pe subordonați să facă greșeli mici, dar să intervină din vreme dacă se pot produce prejudicii mari și de asemenea, desigur, nu trebuie să tolereze greșeli neîncetate și, mai ales, repetarea acelorași greșeli.

Limita delegării autorității o constituie posibilitatea de control și necesitatea de a menține unitatea de conducere. De aceea responsabilitatea care însoțește firesc autoritatea delegată nu-l exonerează niciodată pe conducătorul care deleagă de responsabilitatea finală a acțiunii, căci tot pe umerii lui rămîne responsabilitatea generală. Aceasta îl împiedică pe conducător să delege prea mult, respectiv îl face să întrerupă total sau parțial delegarea dacă rezultatul controlului reclamă aceasta. Atunci cînd se aplică în practică delegarea de autoritate și responsabilitate, controlul vizează atingerea obiectivelor și supraveghează numai *respectarea cu corectitudine a regulilor delegării*. Conducătorul care deleagă autoritatea unui colaborator care preia responsabilitate niciodată nu intervine înainte de luarea deciziei, deoarece el atunci ar anula de fapt delegarea însăși. Cînd deleagă, un conducător pornește de la ideea că se poate ajunge la același rezultat pe căi diferite, și nu numai calea pe care ar alege-o el este singura bună; de aceea el *nu controlează activitățile, ci rezultatele obținute*. De asemenea, controlul delegării nu înseamnă nici modificarea sau corectarea deciziilor luate de conducătorii către care se deleagă. Totodată pentru a întări autoritatea dată, cei ce deleagă nu trebuie să intervină nici în acordarea primelor de către conducătorii cărora li s-a delegat autoritate, iar la promovări trebuie să țină seama de aprecierile șefului direct.

Din cele de mai sus rezultă că avantajele importante ale delegării autorității constau în eliberarea conducătorilor de sarcini care pot fi făcute tot atît de bine de alții, sau chiar mai bine, de către specialiști sau de cadre de conducere care sînt în contact mai direct cu realitățile de jos, de pe teren. Pe de altă parte, metoda delegării de autoritate are un însemnat rol formator, antrenează ridicarea nivelului, progresul colaboratorilor în subordine și îngăduie să se judece și să se pună în valoare competența acestora.

Sînt totuși împrejurări în care conducerea nu poate încredința altora autoritatea și responsabilitatea ce-i revine, ci trebuie să poată să-și exercite direct îndatoririle sale. Astfel, în cazuri serioase și delicate, în situații grave, în probleme vitale, de extremă importanță prin consecințele lor potențiale, în cazuri excepționale, în aprecierea valorii subordonaților direcți, în recompensarea sau pedepsirea lor, conducerea trebuie să se ocupe în mod nemijlocit de luarea deciziilor. De asemenea, conducerea nu poate

niciodată aplica delegarea de autoritate și responsabilitate pentru acele îndatoriri care rezultă din însăși poziția sa, fiind legate direct de funcția deținută.

Regulile delegării

În aplicarea delegării de autoritate, trebuie respectate anumite reguli, anumite procedee, care asigură succesul, garantează atingerea rezultatelor urmărite.

Înainte de a încredința cuiva misiunea să facă un lucru, este necesar să fie stabilite cu precizie și claritate, fără echivoc, limitele autorității, precum și ale responsabilității. Trebuie să existe un acord desăvîrșit între conducătorul care deleagă și colaboratorul căruia i se deleagă cu privire la obiectivele și resursele necesare îndeplinirii sarcinii respective. Trebuie fixate termene, date certe limită pentru terminarea lucrului. Conducătorul trebuie să lase pe colaboratorul în subordine să acționeze așa cum înțelege el, acceptînd că la același țel se poate ajunge pe drumuri diferite. Odată cu delegarea, conducerea trebuie să stabilească sistemul de raportare privind progresele realizate sau problemele care survin și în final să informeze despre terminarea acțiunii și rezultatele obținute. Pe de altă parte, delegarea autorității trebuie făcută numai colaboratorilor în subordine directă, dar totodată trebuie împinsă în trepte pînă la nivelul cel mai jos susceptibil să realizeze ceea ce se cere. Nu trebuie să se cedeze tentației de a delega numai celui mai competent, ci trebuie delegat celor care au mai mult timp liber, celor care au nevoie să dobîndească experiență și celor cărora trebuie să li se evalueze competența.

Operaționalizare

Delegarea de autoritate și responsabilitate poate fi cu mare succes aplicată la nivelul unităților micro-economice din sectorul energetic, unde deja s-a manifestat un interes deosebit în etapa actuală ca urmare a aplicării normelor de organizare. Aceste norme au condus la micșorarea numărului cadrelor de conducere superioară, cele rămase simțind astfel nevoia degrevării lor de luarea anumitor decizii care nu reclamă implicarea directă a unui nivel ierarhic superior.

În vederea creării condițiilor necesare aplicării pe scară din ce în ce mai largă a acestei metode, este necesar să se producă mutații importante în mentalitatea cadrelor de conducere din unitățile energetice. Trebuie treptat să se creeze un climat de încredere în oameni corespunzător politicii de investiții în inteligența umană dusă de conducerea de partid și de stat în România socialistă, precum și politicii de încurajare a inițiativelor maselor largi ale oamenilor muncii chemați să participe, într-un democratism din ce în ce mai adînc, la conducerea social-economică, precum și la controlul asupra îndeplinirii deciziilor colective. De asemenea, trebuie să evolueze substanțial poziția față de greșeală a conducerii unităților energetice din țara noastră pentru a se putea extinde efectiv o reală delegare de autoritate și responsabilitate, care nu se poate înfăptui fără manifestarea plenară a spiritului de inițiativă, a înaltei conștiințe socialiste, precum și a curajului de a introduce noul.

În afară de aceasta, este necesar să se ajungă la schimbări în atitudinea și în comportamentul cadrelor de conducere din unitățile energetice și prin intensificarea, în cadrul cursurilor de perfecționare a cadrelor de conducere și a lucrătorilor din sectorul energetic, a aplicării metodelor active de instruire folosind simulări și experimentări ale delegării de autoritate și responsabilitate în condițiile specifice realităților concrete de la nivel microeconomic din unitățile energetice.

În acest fel se va reuși nu numai să se vorbească despre delegarea de autoritate ca deziderat, ci, treptat, se va transpune în practica de zi de zi acest procedeu modern de conducere și în sectorul energetic, culegîndu-se în mod corespunzător roadele bogate pe care le poate da, și anume :

— mărirea eficienței activității cadrelor de conducere existente prin eliberarea cadrelor de conducere care se află spre vîrful piramidei de sarcini ce pot fi îndeplinite tot atît de bine, sau uneori chiar mai bine, de cadrele de conducere de la baza piramidei, și crearea, astfel, a condițiilor ca primele să-și consacre mai mult timp adevăratei munci de conducere, care înseamnă : prevedere, organizare, ghidare, coordonare și control ;

— formarea și pregătirea temeinică și eficace prin practica de zi cu zi a viitoarelor cadre de conducere, pentru a face față cu succes problemelor din ce în ce mai delicate și mai complexe pe care le va pune în fața lor conducerea unităților energetice în perspectivă.

(Articol intrat în redacție la 6 februarie 1976)

RECENZII

C. I. STAICU. **Analiza dimensională generală.** Editura tehnică, Bucureşti, 1976 (206 p., 133 ref. bibl.)

Recent a apărut în librării lucrarea dr. ing. Constantin I. Staicu, intitulată „Analiza dimensională generală". Autorul este cercetător ştiinţific în Institutul de cercetări şi modernizări energetice (ICEMENERG) din Bucureşti.

Lucrarea, elaborată pe baza studierii unei vaste literaturi de specialitate din ţară şi străinătate şi pe baza cercetărilor proprii, efectuate de-a lungul a peste douăzeci de ani, constituie un studiu aprofundat şi competent al posibilităţilor oferite de analiza dimensională în obţinerea sau verificarea unor relaţii care descriu fenomene fizice.

Analiza dimensională cunoscută în prezent — denumită de autor analiză dimensională restrînsă — s-a dezvoltat pe parcursul a peste o sută cincizeci de ani prin contribuţiile aduse, în principal, de Fourier, Maxwell, Vaschy şi Buckingham, Rayleigh, Bridgman, Huntley. Dezvoltarea de către autor a analizei dimensionale în forma prezentată în cartea de curînd publicată — denumită, tot de autor, analiză dimensională generală — constituie un important pas înainte în acest domeniu. Demonstraţiile matematice originale şi aplicaţiile practice prezentate dau o valoare deosebită acestei lucrări.

Diversitatea problemelor de fizică şi tehnică la care autorul face apel pentru ilustrarea teoriei elaborate conferă cărţii totodată şi un aspect atractiv.

După o prezentare a bazelor analizei dimensionale (cap. 1), în care se trec în revistă problemele principale privind sistemele de unităţi de măsură, omogenitatea dimensională a relaţiilor fizice etc., se demonstrează teorema fundamentală a analizei dimensionale pentru a se ajunge la conceptul de ecuaţie dimensională, care prezintă o importanţă deosebită. Această teoremă se bazează pe faptul că omogenitatea dimensională a relaţiilor fizice este condiţionată de anumite corelaţii între mărimile fundamentale şi mărimile derivate. Corelaţiile exprimă faptul că orice unitate de măsură derivată este funcţie de unităţile de măsură fundamentale, funcţie exprimată numai printr-o relaţie de tip monom. Funcţia respectivă este continuă şi derivabilă. În acest capitol se tratează sistemele de ecuaţii liniare între exponenţii de dimensiune şi exponenţii de mărime, care exprimă condiţia de omogenitate dimensională a relaţiilor fizice.

Plecînd de la acest concept, autorul examinează în continuare (cap. 2) proprietăţile produselor de puteri care intervin în ecuaţiile dimensionale şi defineşte aria de acţionare a analizei dimensionale restrînse. Se arată că soluţionarea problemelor pe această cale face apel la datele experimentale, precum şi la teoria fenomenelor fizice pe care le studiază, numai în acest mod rezultînd sistemul de ecuaţii necesar pentru determinarea valorilor exponenţilor de mărime şi a factorului numeric de proporţionalitate care intervin în relaţiile analizate.

Principiile de cercetare în acest domeniu, elaborate, în principal, de Vaschy şi Buckingham şi Rayleigh, sînt utilizate în rezolvarea unor probleme practice care sînt prezentate (cap. 3) ca aplicaţii ale analizei dimensionale restrînse.

Cunoştinţele noi stabilite de autor în acest domeniu sînt prezentate în capitolul denumit ca şi titlul cărţii (cap. 4). În scopul obţinerii unor cunoştinţe noi, autorul a examinat critic analiza dimensională restrînsă şi a enunţat cîteva remarci judicioase. Totodată, a utilizat cunoştinţele din algebră referitoare la sisteme de ecuaţii triunghiulare trunchiate şi rezolvarea sistemelor de ecuaţii diofantice. Autorul a arătat că în relaţiile fizice de tip monom valorile exponenţilor de mărime pot să fie totdeauna pozitive, întregi, minime sau mici (vecine cu unitatea). Această concluzie a autorului constituie un rezultat deosebit de important. Pentru stabilirea unor relaţii fizice noi, se foloseşte proprietatea factorului numeric de a avea o valoare constantă.

În ultima parte a cărţii (cap. 5) se prezintă relaţii între mărimi fizice care fie că au fost regăsite pe calea analizei dimensionale generale, fie că au fost stabilite de autor pe această cale: cîmpul magnetic al unui corp în rotaţie (Blackett), diametrul picăturii de lichid pulverizat (Weber), curgerea nepermanentă într-un puţ (Boussinesq), amortizarea undei termice (Sclover), convecţia staţionară în circulaţia forţată, turbulentă a aerului (Stanton). De asemenea se prezintă relaţii fizice care se verifică prin analiza dimensională generală, precum şi relaţii care nu se verifică, necesitînd revederea unor soluţii analitice elaborate în trecut.

În cercetarea unor fenomene fizice noi prin analiza dimensională, de mare importanţă în stabilirea unor relaţii matematice care să descrie aceste fenomene este stabilirea corectă a listei variabilelor care intervin în analiză şi obţinerea unor date experimentale pentru întreg domeniul de definiţie al fenomenului respectiv.

Compararea rezultatelor obţinute pe cale analitică (de exemplu, soluţia lui Nusselt pentru determinarea coeficientului de trecere a căldurii la condensarea vaporilor) cu cele obţinute prin analiza dimensională generală şi utilizarea unor date experimentale evidenţiază utilitatea teoriei elaborate de autor în soluţionarea unor probleme noi de fizică şi tehnică.

Analiza dimensională generală se finalizează cu un procedeu euristic fructuos pentru practică, cel referitor la valorile pozitive, întregi, minime sau mici pe care pot să le ia exponenţii de mărime în relaţiile fizice de tip monom, omogene dimensional. Pe baza lui se pot stabili relaţii fizice noi. De asemenea, se pot verifica relaţiile raţionale stabilite prin alte metode în privinţa felului funcţiei variabilelor care s-au utilizat la descrierea fenomenelor fizice respective.

Analiza dimensională generală serveşte la prelucrarea prin relaţii fizice de tip monom a datelor experimentale pentru cazul dependenţei între un număr mai mare de variabile fizice măsurabile. Ea constituie totodată o teorie nouă a experimentului.

Lucrarea se adresează în primul rînd cercetătorilor şi cadrelor didactice, precum şi proiectanţilor, cadrelor din exploatare cu studii superioare; ea poate să fie folosită de studenţi şi de cei cu studii medii. Analiza dimensională generală este utilă specialiştilor din domeniul fizicii şi al ştiinţelor tehnice care se preocupă de stabilirea relaţiilor dintre variabilele care descriu fenomene fizice sau care folosesc experimentul ca metodă de investigaţie.

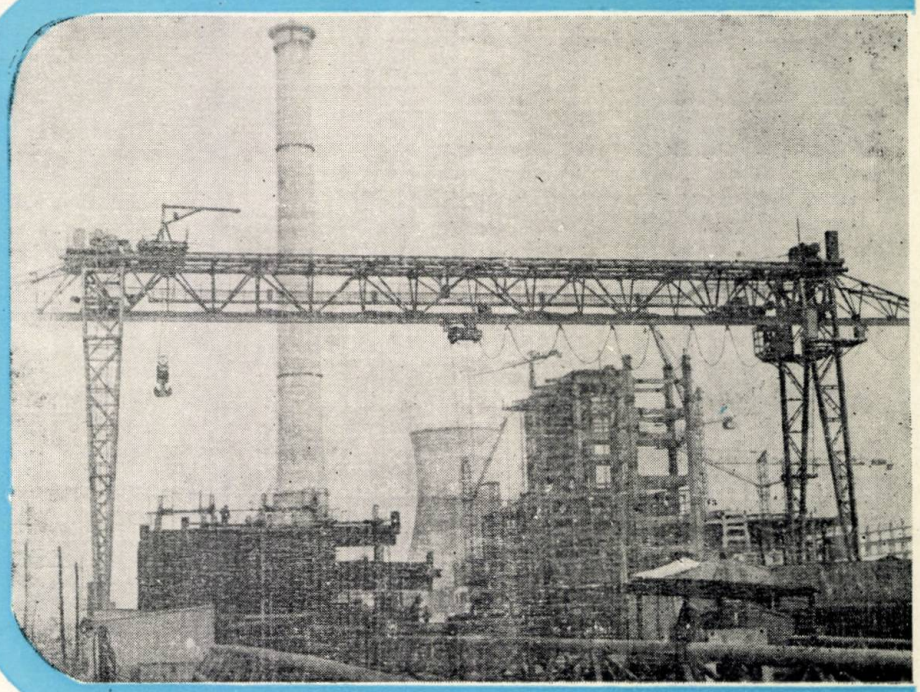
Bogatul material aplicativ prezentat de autor justifică pe deplin rolul analizei dimensionale ca un instrument important în cercetare, un liant între analizele teoretice şi cercetările experimentale. În acest sens, considerăm că ar fi utilă prezentarea noţiunilor de bază ale analizei dimensionale în învăţămîntul tehnic mediu şi superior, ceea ce ar conferi o perspectivă mai largă în abordarea şi tratarea sistematică a unor probleme complexe de fizică şi tehnică.

Analiza dimensională generală constituie o noutate la nivel mondial. Prin aceasta, cartea reprezintă o contribuţie românească preţioasă pentru îmbogăţirea cunoştinţelor ştiinţifice. Sfera valabilităţii ei depăşeşte domeniul fizicii şi înglobează domeniile chimiei şi al fizicii nucleare; prin aceasta se dovedeşte unitatea dialectică a celor trei domenii ale ştiinţei. În acest context opinăm că ar trebui extinsă difuzarea cărţii prin publicarea ei într-o limbă străină de circulaţie mondială.

Este de dorit să fie elaborată o lucrare nouă cu aplicaţii, care, împreună cu lucrarea deja publicată, ar constitui o prezentare completă în literatura de specialitate originală a analizei dimensionale restrînse şi generale.

Dr. ing. **Gheoghe Moraite**

TRUSTUL Energomontaj



EXECUTĂ MONTAREA, PUNEREA ÎN FUNCŢIUNE ŞI DAREA ÎN EXPLOATARE A ECHIPAMENTELOR ŞI INSTALAŢIILOR ENERGETICE PENTRU CENTRALE TERMOELECTRICE ŞI HIDROELECTRICE

Echipamente şi instalaţii pentru centrale termoelectrice şi centrale electrice de termoficare :
- cazane de abur de mare capacitate şi parametri înalţi de funcţionare
- turbine cu abur de puteri unitare pînă la 345 MW
- instalaţii de combustibil pentru cărbuni, păcură, gaze
- alte instalaţii termomecanice şi mecanice aferente centralelor termoelectrice: recipiente, conducte, pompe etc.

Echipamente şi instalaţii pentru centrale hidroelectrice şi instalaţii hidrotehnice :
- turbine hidraulice de orice tip, pînă la puteri unitare de 176 MW
- conducte forţate ;
- echipamente şi alte instalaţii hidromecanice şi mecanice pentru centrale hidroelectrice şi termoelectrice
- echipamente şi instalaţii pentru ecluze

Echipamente şi instalaţii electrice pentru centrale termoelectrice şi hidroelectrice, staţii electrice şi instalaţii speciale :
- instalaţii de comutaţie primară pînă la tensiunea de 400 kV inclusiv
- instalaţii de servicii interne în centrale şi staţii electrice
- instalaţii de comutaţie secundară
- instalaţii de automatizare

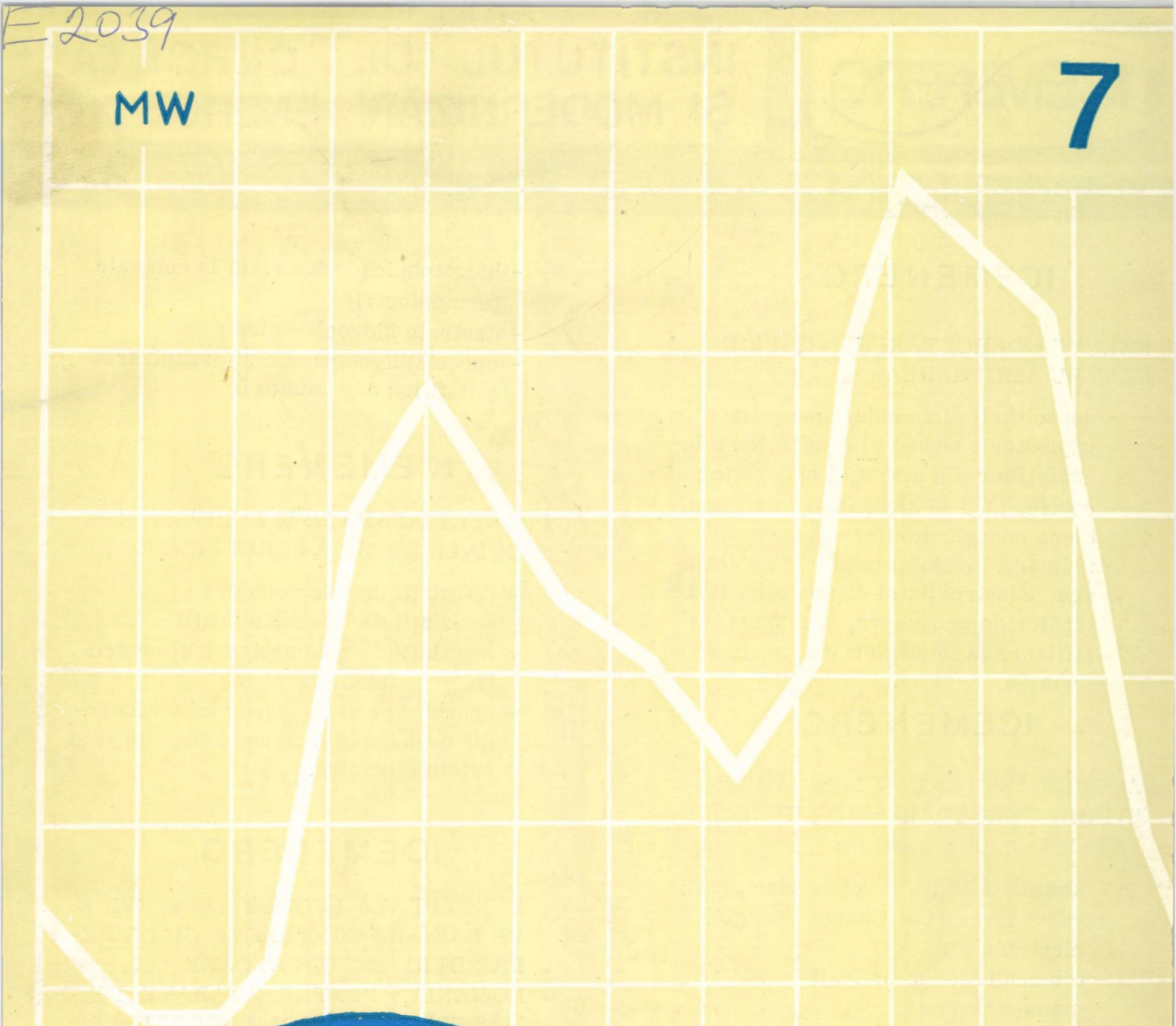
Bucureşti, Calea Dorobanţi nr. 105, Telefon 79.70.20, telex 335

1977 JAN 11

E 2039

MW

7



energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREŞTI
IULIE 1976

0 6 12 18 24

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

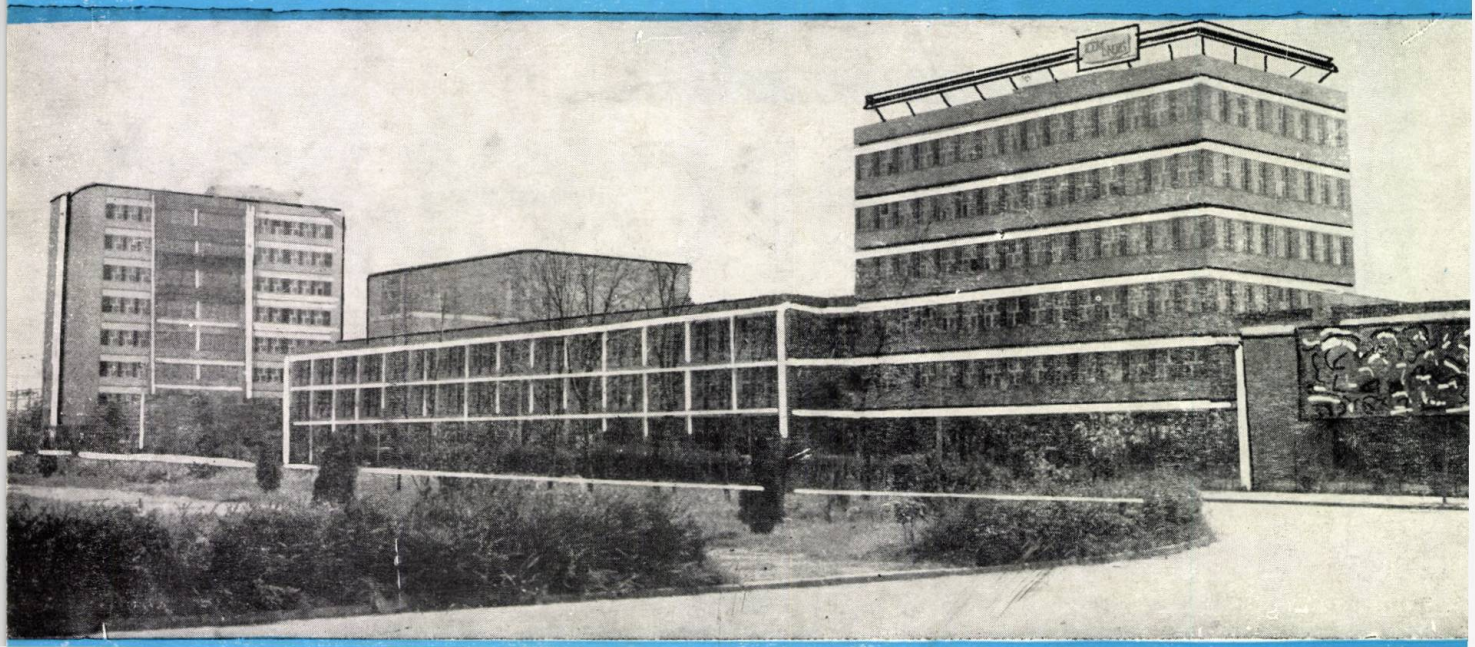
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 7 Iulie

Cuprinsul

		Pag.
I. Prisecaru, C. Moţoiu şi E. Şişchin	**Metodă de predeterminare a performanţelor turbinelor de putere mare la diverse sarcini**	221—224
M.G.M. Pop, E. Ursu şi D. Manea	**Evaluarea probabilistică a duratei de viaţă de proiect la generatoarele de abur din CNE în cazul anumitor regimuri tranzitorii**	225—229
M. Dăncilă	**Consideraţii privind proiectarea şi realizarea unor armături de protecţie destinate echipării lanţurilor de izolatoare pentru LEA 110—400 kV**	229—236
N. Chirculescu şi A. Apostoleanu	**Algoritm şi program pentru calculul regimurilor staţionare şi al pierderilor de putere în reţelele radiale de joasă tensiune. Programul RAJ**	237—247
D. Comşa şi S. Darie	**Influenţa cuptoarelor electrice cu arc asupra reţelelor de distribuţie**	248—252
E. Covar	**Metodă de calcul al tensiunilor pe bare în regim de autopornire a motoarelor electrice după goluri de tensiune**	252—258
A. Măcriş şi V. Stroia	**Calculul stabilităţii macaralei-turn 50 tf × 20 m la sarcini din vînt**	258—264

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.165.004.15

Присекару, И., Моцою, К. и *Шишкин, Е.:* **Метод предварительного определения качественных показателей турбин большой мощности при различных нагрузках**

Авторы предлагают метод расчета, ослабляющий недостатки, которые имеют известные методы по определению внешних к.п.д. (очень сложные, с пониженной точностью и т.д.).

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 221–224

ДК 621.311.2:621.039:621.362

Поп, М. Г. М., Урсу, Е. и *Маня, Д.:* **Вероятностная оценка долговечности проекта на парогенераторах в АЭС в случае определенных переходных режимов**

Представлен новый метод по оценке долговечности проекта на парогенераторах в АЭС при мгновенном снижении нагрузки от 100% до 8% из номинальной мощности или потери мощности станцией.

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 225–229

ДК 621.315.1.004.4.001.1 + .002.

Дэнчилэ, М.: **Соображения относительно защиты и реализации определенных защитны харматур, предназначенных для оборудования изоляторных подвесных гирлянд для воздушных линий 110—400 кв**

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 229–236

ДК 621.316.1:621.3.017:681.14

Киркулеску, Н. и *Апостоляну, А.:* **Алгоритм и программа по расчету стационарных режимов и потерь мощности в радиальных сетях низкого напряжения**

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 237–247

ДК 621.311:621.365.2

Комша, Д. и *Дарие, С.:* **Влияние электрических дуговых печей на распределительные сети**

Представлена методология экспериментального определения параметров электрических дуговых печей, повышение рабочих характеристик печей, а также влияние этих печей на питательную сеть и методы снижения и удаления этих влияний.

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 248–252

ДК 621.4

Ковар, Е.: **Метод расчета напряжений на шине в режиме автопуска электромоторов после провалов напряжения**

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 252–258

ДК 621.877:62–503

Мэкриш, А. и *Строя, В.:* **Расчет устойчивости башенного крана с 50 т. сила х 20 м на нагрузку ветра**

Energetica 24 (1976), № 7, стр. 258–264

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.165.004.15

Prisecaru, I., Moţoiu, C. und *Şişchin, E.*: **Eine Methode zur Vorherbestimmung der Betriebseigenschaften von Grossleistungsturbinen bei verschiedenen Lastwerten**

Die Verfasser schlagen eine Berechnungsmethode vor, die eine Verminderung der Nachteile darstellt, die den bekannten Methoden zur Bestimmung der inneren Wirkungsgrade eigen sind (zu kompliziert, niedrige Genauigkeit).

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 221–224

DK 621.311.2:621.039:621.362

Pop, M.G.M., Ursu E. und *Manea, D.*: **Die Einschätzung der wahrscheinlichen Projektlebensdauer von Dampferzeugern der Kernkraftwerke bei bestimmten Übergangsfahrweisen**

Der Beitrag beschreibt eine neue Methode zur Einschätzung der projektierten Lebensdauer der Dampferzeuger der Kernkraftwerke bei der Berücksichtigung einer plötzlichen Lastverminderung von 100% bis 8% der Nennleistung oder bei Lastverlust des Kraftwerks.

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 225–229

DK 621.315 1.004.4.001.1+.002

Dăncilă, M.: **Zur Frgae der Projektierung und Fertigung von Schutzarmaturen zur Bewehrung einfacher Aufhänge-Isolatorenketten der 110 bis 400-kV-Übertragungsleitungen**

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 229–236

DK 621.316.1:621.3.017:681.14

Chirculescu, N. und *Apostoleanu, A.:* **Algorythmus und Programm zur Berechnung stationärer Fahrweisen und der Leistungsverluste in den NS—Radialnetzen**

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 237–247

DK 621.311:621.365.2

Comşa, D. und *Darie, S.*: **Einfluss der Lichtbogenöfen auf den Betriebs der Verteilungsnetze**

Eine Methodologie zur versuchsweisen Bestimmung von Parametern der Lichtbogenöfen, zur Aufnahme der Betriebskennwerte der Öfen sowie die Auswirkungen der Betriebskennwerte auf die Einspeisenetze und die Methoden zu ihrer Verminderung und Ausschaltung bildet den Gegenstand dieses Beitrags.

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 248–252

DK 621.4

Covar, E.: **Methode zur Berechnung der Schienenspannung bei dem nach dem Spannungsnullpunkt erfolgten Selbststrat der Elektromotoren**

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 252–258

DK 621.877:62–503

Măcriş, A. und *Stroia, V.*: **Stabilitätsberechnung des 50 kp × 20 m-Turmkrans bei Windbelastung**

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 258–264

SOMMAIRE

CD 621.165.004.15

Prisecaru, I., Moţoiu, C. et *Şişchin, E.* : **Méthode de prédétermination pour les performances des turbines de grande puissance à différentes charges**

Les auteurs proposent une méthode de calcul qui diminue les déficiences des méthodes connues pour déterminer les rendements internes. Par rapport à ces dernières, la nouvelle méthode est plus simple et plus précise.

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 221–224

CD. 621.311.2 ; 621.039 ; 621.362

Pop, M.G.M., Ursu, E. et *Manea, D.* : **Calcul probable de la durée de vie à l'état de projet des générateurs de vapeur dans les centrales nucléaires lors de certains régimes transitoires**

Une nouvelle méthode est présentée pour calculer la durée de vie à l'état de projet des générateurs de vapeur dans les centrales nucléaires par rapport à la réduction brusque de la charge de 100 à 8% de la puissance nominale ou à la perte de puissance de la centrale.

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 225–229

CD 621.315.1.004.4.001.1+.002

Dăncilă, M. : **Considérations sur la conception et la réalisation des pièces de garde pour les chaînes d'isolateurs des lignes aériennes 110 — 400 kV**

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 229–236

CD 621.316.1:621.3.017:681.14

Chirculescu, N. et *Apostoleanu, A.*: **Algorithme et programme pour le calcul des régimes stationnaires et des pertes de puissance dans les réseaux radiaux à basse tension**

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 237–247

CD 621.311 ; 621.365.2

Comşa, D. et *Darie, S.* : **Influence des fours à arc électrique sur les réseaux de distribution**

Sont présentées les méthodes expérimentales pour déterminer les paramètres des fours à arc électrique, la hausse des caractéristiques de fonctionnement des fours ainsi que leurs effets sur le réseau d'alimentation et les méthodes pour réduire et éliminer ces effets.

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 248–252

CD 621.4

Covar, E. : **Méthode pour le calcul des tensions sur le jeu de barres en régime d'autodémarrage des moteurs électriques après les creux de tension**

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 252–258

CD 621.877:62–503

Măcriş, A et *Stroia, V.* : **Calcul de la stabilité du mât-grue 50 tf × 20 m aux charges de vent**

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 258–264

CONTENTS

DC 621.165.004.15

Prisecaru, I., Moţoiu, C. and *Şişchin, E.* : **Predetermination method of high power turbines performances at different loads**

The authors propose a calculation method which diminishes the shortcoming of the wellknown internal performances determination methods (too complicate, reduced precision etc.).

Energetica 24 (1976) nr. 7, p. 221–?24

DC 621.311.2 ; 621.039 ; 621.362

Pop, M.G.M., Ursu, E. and *Manea, D.* : **Probabilistic design life evaluation at NPP steam generators in the case of certain transient states**

A new method for the design life evaluation at NPP steam generators in the case of a sudden load reduction from 100–8% from the nominal load or of the plant power loss is presented.

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 225–229

DC 621.315.1.004.4.001.1+.002

Dăncilă, M. : **Aspects concerning the arc devices designing and achievement for 110 — 400 kV overhead lines insulated chains**

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 229–236

DC 621.316.1:621.3.017:681.14

Chirculescu, N. and *Apostoleanu, A.* : **Algorithm and programme for calculation of steady-state conditions and of power losses within low-voltage radial networks**

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 237–247

DC 621.31;1621.365.2

Comşa, D. and *Darie, S.* : **The influence of electric arc furnaces upon distribution networks**

The experimental determination methodology of the electric arc furnace parameters is presented, the raising of their operation characteristics as well as their effects upon the supply networks and their reducing and elimination methods.

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 248–252

DC 621.4

Covar, E. : **Calculation method of bar voltage in self-starting state of the electric motors after voltage dips**

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 252–258

DC 621.877:62–503

Măcriş, A. and *Stroia, V.* : **The 50 tf × 20 m tower crane stability calculation at wind loads**

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 258–264

Metodă de predeterminare a performanţelor turbinelor de putere mare la diverse sarcini

Ing. **I. Prisecaru**, ing. **C. Moţoiu**, ing. **E. Şişchin***)

În numeroase studii şi cercetări este nevoie să se compare variante de grupuri în centralele termoelectrice în vederea alegerii unor soluţii optime. Condiţiile în care au loc asemenea comparaţii sînt următoarele :

— variante sau rezultate apropiate ; folosirea unor metode cu grad mare de aproximaţie poate inversa ordinea de preferinţă a soluţiilor ;

— calculele tind să modeleze cît mai exact condiţiile de funcţionare ; pentru o cît mai exactă comparaţie ele urmăresc consumurile la diferite sarcini şi diferite temperaturi ale sursei de răcire ;

— caracteristicile unităţilor din variantele comparate nu sînt cunoscute ; în cel mai bun caz există date de la furnizori diferiţi privind regimul nominal de exploatare. Folosirea acestora poate conduce la erori sistematice, deoarece ele cuprind acoperiri de ordin comercial şi rezerve interne de calcul, nefiind de cele mai multe ori comparabile.

În stadiul actual, după cu mrezultă din analizele statistice ale grupurilor de putere mare, totalitatea constructorilor dispun pentru dimensionarea turbinelor de metodologii de calcul şi tehnologii de fabricaţie care conduc la aceleaşi randamente interne şi aceleaşi comportări de exploatare, pentru scheme termice identice şi pentru debite şi viteze ale fluidului de lucru egale. Aceasta justifică folosirea unor metode generale pentru determinarea caracteristicilor turbogrupurilor de putere mare, dependente de parametrii nominali, de caracterizarea construcţiei turbinei şi de structura circuitului termic.

Prin aceste metode se obţin funcţii reprezentative ce respectă tendinţele de variaţie şi mărimea lor. Folosind aceeaşi metodologie pentru definirea comportării tuturor variantelor, în calculul comparativ abaterile sistematice dispar, menţinîndu-se numai eroarea datorită tendinţelor de modificare a abaterilor în domeniul cercetat. Această ultimă eroare poate fi în general cu un ordin de mărime mai redusă decît eroarea ce rezultă din folosirea în calcul a unor date provenite din surse diferite, bazate pe acoperiri de calcul diferite.

Pentru calculul performanţelor unui grup turbogenerator este absolut necesară cunoaşterea randamentelor interne ale turbinei.

În lucrarea [6] se trec în revistă diferitele metodologii de predeterminare a randamentelor interne ale turbinelor cu abur, indicîndu-se deficienţele fiecăreia. În principiu, aceste metode indică randamentul intern al turbinei cu abur funcţie de un parametru caracteristic, de exemplu cifra Melan, cifra Reuter, cifra Parson etc. Autorii, mergînd pe aceeaşi linie, propun o altă cifră caracteristică λ, funcţie de debitul masic, volumul specific mediu, căderea izentropică de entalpie disponibilă şi numărul de trepte al turbinei, definind grafic pe baze statistice dependenţa randamentului intern funcţie de λ. După cum rezultă din studiul acestei dependenţe, şi această metodă prezintă deficienţe, dintre care : aplicabilitate restrînsă numai la turbinele cu destinderi ale aburului în domeniul aburului uscat, precizie scăzută în limitele a $\pm 2{,}5\,\%$, necesitatea cunoaşterii construcţiei turbinei (a numărului de trepte). În acelaşi articol se aminteşte metoda de predeterminare a randamentelor interne propusă de Spencer, Cotton şi Cannon [1], recunoscîndu-se precizia ei deosebită şi amintind ca impedimente în aplicabilitatea ei sistemul de unităţi de măsură anglo-saxon folosit şi complexitatea ei.

În cele ce urmează este prezentată o metodă de predeterminare a randamentelor grupurilor de putere mare la diferite încărcări şi diverse condiţii de lucru. Metoda are la bază cercetările făcute asupra grupurilor construite în S.U.A. [1], [2], precum şi cercetările autorilor în vederea aplicării metodei la grupurile europene chiar şi în condiţiile inexistenţei unor date constructive ferme ale grupului [3], [4], [5].

Pentru predeterminarea performanţelor grupurilor turbogeneratoare la diverse sarcini, este necesar să se cunoască, pe lîngă randamentele interne ale turbinei, următoarele :

— pierderea de entalpie la ieşirea aburului din ultimul şir de palete ;

— scăpările de debit de abur la etanşări ;

— pierderile mecanice şi pierderile în generatorul electric ;

— variaţia unor parametri în circuitul termic (temperatura apei de alimentare, presiunea la condensator etc.).

Metoda defineşte mărimile anterior amintite la sarcini nominale şi sarcini parţiale.

Randamentul intern al fiecărui corp de turbină este calculabil pe baza debitului de abur ce-l străbate, raportul presiunilor la destindere şi parametrii iniţiali. Randamentul intern este fixat printr-un randament intern de bază verificat pentru anumite condiţii iniţiale şi sarcină nominală şi corectat ; aceste corecţii se pot împărţi în corecţii iniţiale şi corecţii de sarcini parţiale.

* Ing. Ilie Prisecaru este asistent la Catedra de centrale electrice a Facultăţii de energetică, Institutul politehnic Bucureşti, ; ing. Costin Moţoiu este conferenţiar la aceeaşi catedră ; Eugen Şişchin este inginer stagiar la Întreprinderea de maşini grele Bucureşti.

Pentru toate corecțiile de randament intern, pentru pierderile mecanice, pierderile în generatorul electric și principalii parametri ai circuitului termic, preluate din [1], [2] sau deter-

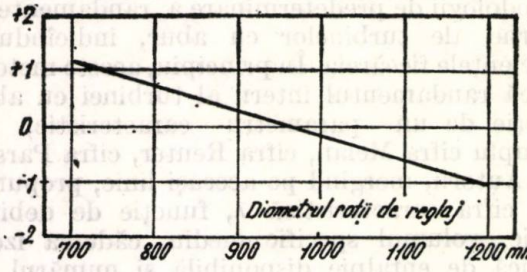


Fig. 1. Corecția randamentului intern funcție de diametrul treptei de reglaj pentru corpul de înaltă presiune, C_7.

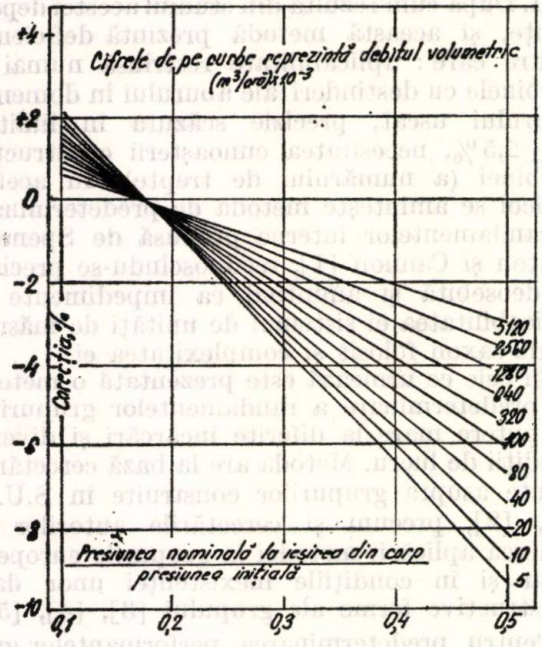


Fig. 2. Corecția randamentului intern funcție de raportul de destindere pentru corpul de înaltă presiune, C_6.

minate prin metode de analiză numerică, a fost efectuată transpunerea în sistem metric și modelate prin funcții raționale sau exponențiale. Pentru aceste funcții au fost întocmite 25 subrutine de calcul în limbaj FORTRAN, testate pe calculatoarele Centrului de calcul al Institutului politehnic București (IBM 1130 și FELIX C—256).

Cu titlu de exemplificare sînt indicate mai jos cîteva din acestea pentru o turbină cu supraîncălzire intermediară simplă cu treaptă de reglaj Rateau.

Pentru corpul de înaltă presiune, randamentul intern este dat de relația :

$$\eta_i^{CIP} = 87{,}00 \cdot \left(1 - \frac{0{,}3821}{D\,v} z\right) \cdot \left(1 + \frac{C_7}{100}\right) \cdot \left(1 + \frac{C_6}{100}\right)\left(1 + \frac{C_8}{100}\right)\left(1 + \frac{C_9}{100}\right) \cdot \left(1 + \frac{C_{12}}{100}\right), \quad (1)$$

unde :

D este debitul aburului la intrarea în turbină, t/h ;

v = volumul specific, m^3/kgf ;

z — numărul de fluxuri de înaltă presiune ;

C_7 — corecția pentru treapta de reglaj, % ;

C_6 — corecția pentru raportul presiunilor, % ;

C_8 — corecția de sarcini parțiale pentru treapta de reglaj, % ;

C_9 — corecția de sarcini parțiale ;

C_{12} — corecția pentru numărul ventilelor de reglare, %.

Aceste corecții sînt reprezentate grafic în figurile 1, 2, 3, 4 și 5.

Pentru corpurile de medie presiune, după supraîncălzirea intermediară randamentul intern se poate calcula cu relația :

$$\eta_i^{CMP} = A(Y) + \frac{B(Y)}{X}\ [\%], \quad (2)$$

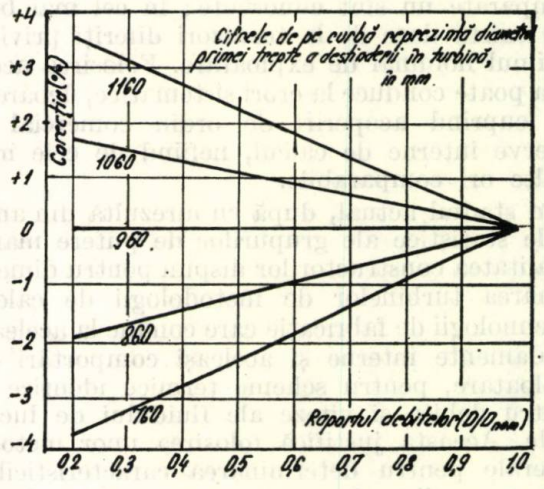


Fig. 3. Corecția randamentului intern pentru treapta de reglaj funcție de raportul debitelor masice, C_8.

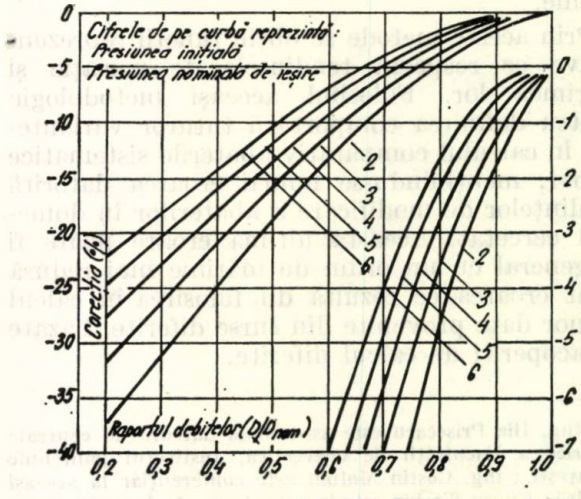


Fig. 4. Corecția randamentului intern pentru corpul de înaltă presiune funcție de raportul debitelor masice, C_9.

unde

$X = 0{,}35315\, D \cdot v$, D și v au semnificația de mai sus, cu valorile de la intrarea în CMP;

Y este raportul presiunilor între intrarea-ieșirea aburului din turbină;

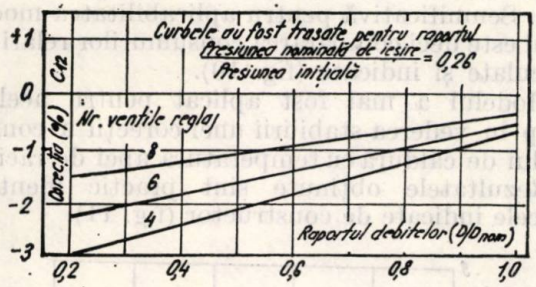


Fig. 5. Corecția randamentului intern pentru numărul ventilelor de reglare, C_{12}.

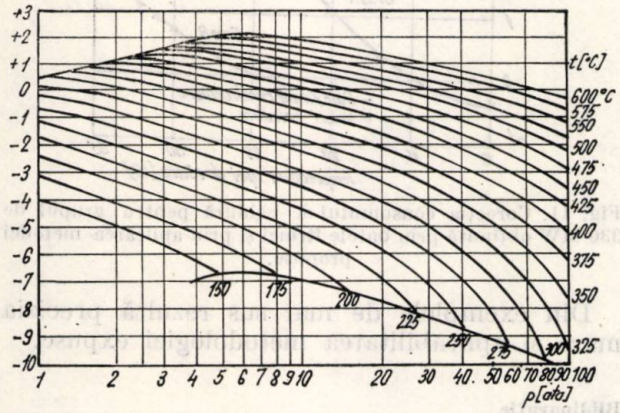


Fig. 6. Corecția randamentului intern pentru corpul de joasă presiune funcție de parametrii inițiali, C_{14}.

$$A(Y) - 90{,}799 + 0{,}7474 \ln (Y-0{,}3) - - 0{,}5454/\ln (Y-0{,}3) \quad (3)$$

$$B(Y) - -5{,}0500 + 77568 \ln (Y+0{,}8) - - 12{,}6250/\ln (Y+0{,}8) \quad (4)$$

Pentru corpurile de joasă presiune, randamentul intern este dat de relația:

$$\eta_i^{CJP} = 91{,}93 \left(1 - \frac{3{,}595\, z}{D\, v}\right)\left(1 + \frac{C_{14}}{100}\right)[\%], \quad (5)$$

în care D, v, z au semnificația de mai sus.

C_{14} — corecția pentru parametrii inițiali, în % (fig. 6).

Pentru definirea completă a destinderii aburului în diagrama $i-s$, este necesar să se țină seama că presiunea finală a destinderii (PFD) a metodei este de 0,05 ata.

La presiuni diferite de aceasta, entalpia punctului final al destinderii (i_P) se calculează cu relația:

$$i_P = i_{0.05} + \Delta\, PFD \text{ [kcal/kg]}, \quad (6)$$

în care

$i_{0.05}$ este entalpia finală a destinderii la presiunea de referință, kcal/kg;

ΔPFD — diferența de entalpie datorată diferenței de presiune finală a destinderii, kcal/kg.

Această corecție a destinderii este redată în figura 7.

Metoda ține seama și de pierderile reziduale la eșaparea aburului în condensator. Analiza efectuată asupra pierderilor reziduale în ultimul șir de palete evidențiază comportamentul asemănător al paletelor de lungime peste 600 mm în domeniul de viteze axiale 215 m/s și 385 m/s (viteza sonică). Din această cauză se folosesc curbele reprezentative ale firmelor producătoare de turbine din S.U.A., determinate pentru 3 600 și 1 800 rot/min.

Pierderile reziduale de căldură sînt reprezentate în figura 8.

Calculul performanțelor grupurilor la sarcini nenominale necesită cunoașterea variației unor parametri din circuitul termic. Se prezintă spre exemplificare variația temperaturii de alimentare cu sarcina y [4], dedusă pe baza datelor grupurilor funcționînd în țara noastră:

$$t_{al} = t_{aln}(0{,}425 + 1{,}375\, y - 1{,}3\, y^2 + 0{,}5\, y^3) \quad (7)$$

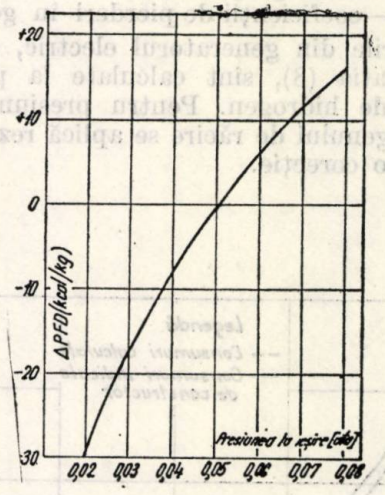


Fig. 7. Corecția entalpiei finale a destinderii pentru presiuni de condensare diferite de 0,05 ata.

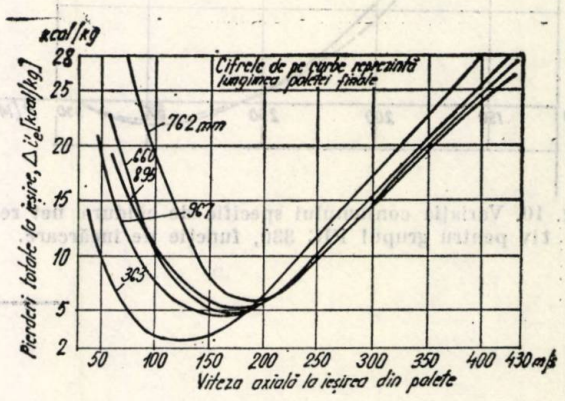


Fig. 8. Pierderile reziduale de energie pentru diverse lungimi finale de paletă funcție de viteza de ieșire a aburului.

Funcţia (7) este reprezentată în figura 9.

Pierderile mecanice se menţin constante la variaţii de sarcină, iar cele din generatorul electric ΔPGE variază după relaţia (8):

$$\Delta PGE = P \cdot Y \cdot \frac{K_1}{100} K_2 \text{ [kW]}, \qquad (8)$$

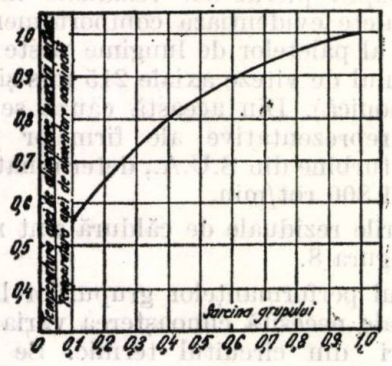


Fig. 9. Dependenţa temperaturii de alimentare de sarcina grupului.

unde

P este puterea la sarcina nominală, kW;

y — sarcina grupului;

K_1, K_2 — coeficienţii de pierderi în generator.

Pierderile din generatorul electric, rezultate după relaţia (8), sînt calculate la presiunea minimă de hidrogen. Pentru presiunile reale ale hidrogenului de răcire se aplică rezultatului anterior o corecţie.

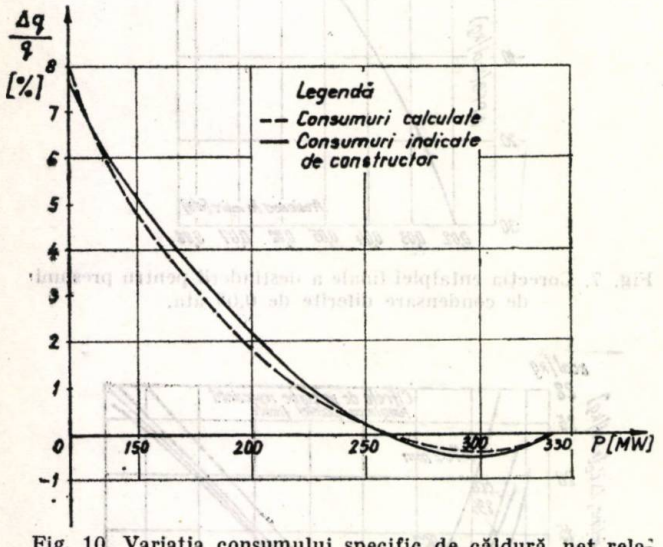


Fig. 10. Variaţia consumului specific de căldură net relativ pentru grupul FIC 330, funcţie de încărcare.

Modelul s-a aplicat pentru aflarea consumurilor specifice nete la sarcini parţiale la grupul FIC—330. S-a folosit metoda simplificată de calcul al ciclului termic (Pantzer), din care cauză consumurile calculate diferă de cele indicate de firmă sistematic cu aproximativ 1%. Semnificativă pentru aplicabilitatea modelului este deci compararea consumurilor relative, calculate şi indicate (fig. 10).

Modelul a mai fost aplicat pentru acelaşi grup în vederea stabilirii unei corecţii a consumului de căldură cu temperatura apei de răcire.

Rezultatele obţinute sînt practic identice cu cele indicate de constructor (fig. 11).

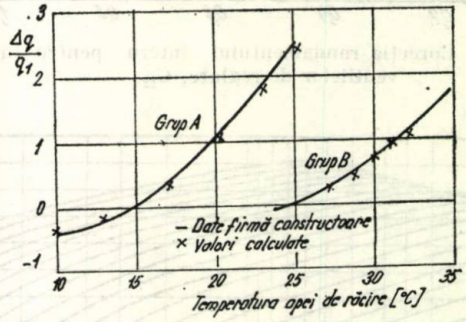


Fig. 11. Corecţia consumului de căldură pentru grupul de 330 MW obţinută prin datele firmei şi prin aplicarea metodei propuse.

Din exemplele de mai sus rezultă precizia mare şi aplicabilitatea metodologiei expuse.

Bibliografie

[1] Spencer, R. C., Cotton, K. C. şi Cannon, C. N. *A method for predicting the performance of steam turbine-generators.* În: Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Power, octombrie 1963.

[2] Hegelschweiler, H., Bartllett, R. L. *Steam Turbine Performance and Economics.* (Teplovaia ekonomicesti i ekonomika parovîh turbinî). Traducere din l. engleză, Moscova-Leningrad, 1963.

[3] Moţoiu, C. şi Prisecaru, I. *Contribuţii la calculul simplificat al performanţelor turbinelor de condensaţie, funcţionînd în regimuri variate.* Comunicare la XXV-a Sesiune a IPB, secţia X, dec. 1972.

[4] Moţoiu, C. *Variaţia unor temperaturi caracteristice în instalaţiile unei centrale termoelectrice funcţie de încărcare.* Energetica, vol. 21, nr. 8, aug. 1973.

[5] Moţoiu, C., Prisecaru, I., şi Şişchin, E. *Predeterminarea caracteristicilor funcţionale la turbogeneratoarele de putere mare — posibilitate de a optimiza consumul de combustibil.* Referat publicat la Consfătuirea energeticienilor, Craiova, 6—8 noimbrie 1975.

[6] Chercea, G. şi Kértesz, N. *Predeterminarea valorii randamentului intern al turbinelor cu abur.* În: Energetica, vol. XXII, nr. 1, ian. 1974.

(Articol intrat în redacţie la 30 martie 1976)

Evaluarea probabilistică a duratei de viață de proiect la generatoarele de abur din CNE în cazul anumitor regimuri tranzitorii

Ing. **Mihai G. M. Pop**, ing. **Ecaterina Ursu**, ing. **Dumitru Manea***)

Așa cum s-a mai menționat [1], în cursul regimurilor tranzitorii există mai multe puncte la generatoarele de abur unde eforturile și deformațiile materialului depășesc limitele elastice, ducînd prin repetarea acestor regimuri la acumularea unor deformații plastice în punctele respective.

Plecînd de la elemente simple de teoria probabilității, Miner a dat în 1945 o formulare matematică teoriei de acumulare a plasticității, care stă la baza evaluării duratei de viață cicliee a unei structuri metalice.

Miner consideră că acumularea ciclică într-un material (deci și a defectelor de structură) este proporțională cu lucrul mecanic absorbit de către acesta. Numărul de cicluri aplicate la o anumită alungire specifică totală (sau efort unitar total), exprimat ca un procent din numărul ce ar produce fisurarea materialului respectiv, va fi proporția consumată din durata de viață utilă a materialului respectiv în condiții date de alungire specifică sau efort unitar.

Cînd acumularea defectelor atinge 100%, materialul se fisurează (sau se rupe efectiv). Numărul maxim de cicluri N este, de obicei, cel pentru care se atinge limita de anduranță (10^6—10^7 cicluri).

Dacă W reprezintă lucrul mecanic net absorbit pentru fisurarea (sau ruperea) materialului, se obține conform teoriei Miner [2]:

$$\frac{w_1}{W} = \frac{n_1}{N_1};\ \frac{w_2}{W} = \frac{n_2}{N_2};\ \frac{w_3}{W} = \frac{n_3}{N_3} \ldots \qquad (1)$$

Cum

$$w_1 + w_2 + \ldots\ldots + w_m = W, \qquad (2)$$

rezultă

$$\frac{w_1}{W} + \frac{w_2}{W} + \ldots\ldots + \frac{w_m}{W} = 1 \qquad (3)$$

sau

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \cdots\cdots + \frac{n_m}{N_m} = 1; \qquad (4)$$

$$\sum_{i=1}^{m} \frac{n_i}{N_i} = 1, \qquad (5)$$

deci chiar legea Miner.

*) Autorii sînt cercetători științifici la ICEMENERG.

După verificarea cu succes de către Miner a legii (pe aliaje de aluminiu), conceptul a fost extins și experimentat cu succes și pentru oțeluri.

Metoda Miner permite determinarea duratei de viață a unei structuri metalice supuse unor regimuri tranzitorii lent variabile sau de șoc. Pentru anumite tipuri de variații în timp a eforturilor unitare (sinusoidale, cu perioade mici și amplitudini variabile), metoda nu mai dă rezultate corespunzătoare, în figura 2 prezentîndu-se un astfel de caz.

O metodă adecvată în aceste situații este metoda probabilistică Palmgren-Miner, care este întîlnită în literatură pentru determinarea duratei de viață a anumitor structuri de avion [2].

Plecînd de la aceste date, autorii articolului adaptează metoda Palmgren-Miner pentru cazul anumitor regimuri tranzitorii (pierderea puterii CNE și reducerea bruscă a sarcinii de la 100 la 8% P_n) la care apar acționări frecvente ale supapei de siguranță cu perioade mici și amplitudini variabile, pe un generator de abur (GA) vertical cu străbatere forțată (tip Babcock & Wilcox) standard pentru unități de 800—1200 MW$_e$ (fig. 1).

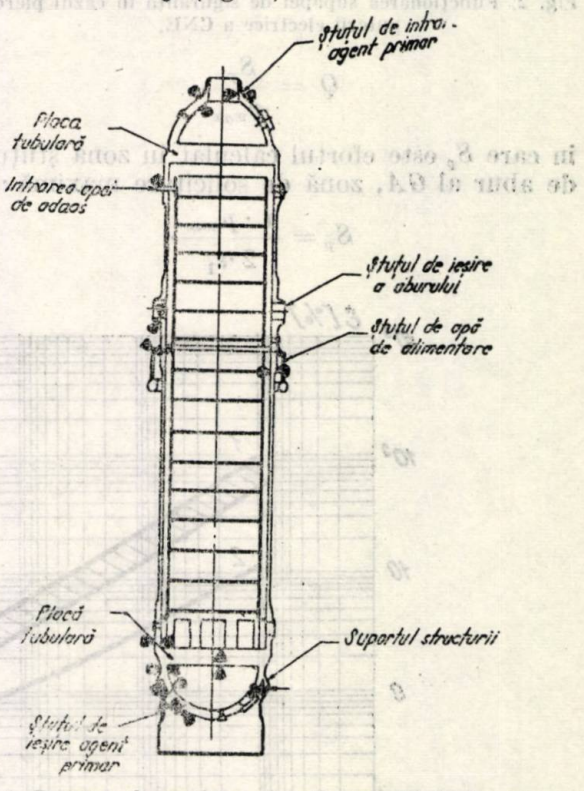


Fig. 1. Punctele de analiză a oboselii materialului la generatorul de abur de tip Babcock & Wilcox.

Metoda Palmgren-Miner modificată

Distribuția Rayleigh este, fizic, cea mai adecvată regimului tranzitoriu considerat la care apar acționări frecvente ale supapei de siguranță. Deviația standard a presiunii, σ,

corespunzătoare distribuției Rayleigh este dată de relația :

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi}{2} \cdot p_0 \cdot f_n \cdot Q + \frac{1}{Q}}, \qquad (6)$$

unde

$$p_0 = p_i \cdot \mathrm{tg}\beta. \qquad (7)$$

Aici tgβ reprezintă panta curbei $p = f(.)$ la timpul $t = 0$ (fig. 2).

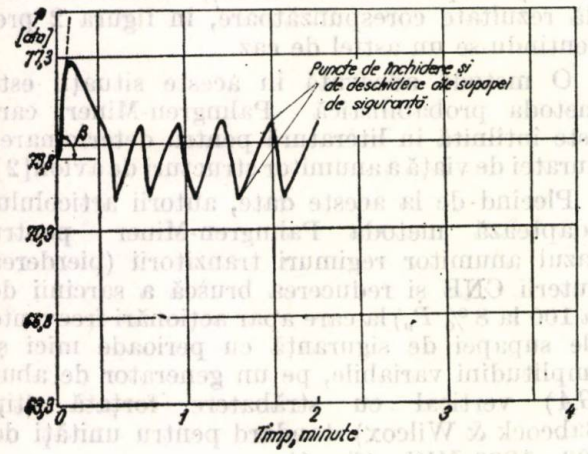


Fig. 2. Funcționarea supapei de siguranță în cazul pierderii puterii electrice a CNE.

$$Q = \frac{S_p}{p_{max}}, \qquad (8)$$

în care S_p este efortul calculat în zona ștuțului de abur al GA, zonă de solicitare maximă :

$$S_p = \frac{a \cdot p_{max}}{2 \cdot s_1}. \qquad (9)$$

Deoarece presiunea maximă de lucru, p_{max}, este în jurul valorii de 70 ata, iar efortul calculat în zona ștuțului de abur al GA, S_p, este cu cel puțin un ordin de mărime mai mare, atunci termenul

$$\frac{1}{Q} = \frac{p_{max}}{S_p} \qquad (8a)$$

din relația (6) poate fi neglijat și formula devine :

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi}{2} \cdot P_0 \cdot f_n \cdot Q} \cdot \qquad (6a)$$

Funcția de densitate Rayleigh a probabilității fiind dată :

$$\lambda_{\Delta\varepsilon} = \frac{p}{\sigma^2} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{p}{\sigma}\right)^2\right] \qquad (10)$$

și notînd cu C_1 probabilitatea totală de insucces, adică aceea ca instalația să nu reziste la un număr dat de cicluri N, se obține :

$$C_1 = \sum_{i=1}^{m} \frac{n_i}{N_i} = \int_0^{\infty} \frac{\frac{f_n \cdot t}{\sigma} \cdot \frac{p}{\sigma} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{p}{\sigma}\right)^2\right]}{(S_0/k \cdot p)^{\alpha}} \mathrm{d}p. \qquad (11)$$

Matematic, $C_1 = 1$ corespunde ruperii, dar nu în cazul considerat în care curba de referință este $\Delta\varepsilon - N$, conformă cu indicațiile codului ASME. În formula (11) n_i, N și α sînt date de relațiile :

$$n_i = f_n \cdot t \cdot \lambda_{\Delta\varepsilon} \cdot \mathrm{d}p\,; \qquad (12)$$

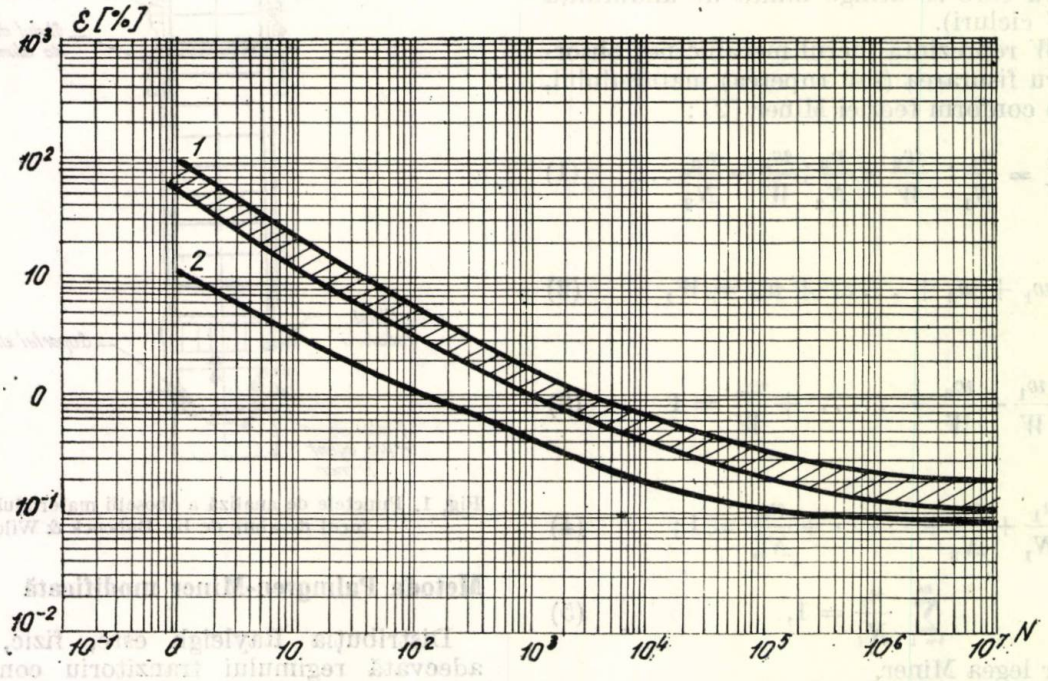


Fig. 3. Numărul maxim de cicluri pînă la fisurarea racordurilor în funcție de valorile alungirilor relative totale maxime; *1* — rezultate după Wellinger; *2* — curbă de calcul ASME.

α este panta curbei $N_i = f(S)$ (fig. 3);

$$N = \left(\frac{S_0}{S}\right)^{\alpha}; \tag{13}$$

$$\alpha = \frac{\log N_2 - \log N_1}{\log S_2 - \log S_1}. \tag{14}$$

S_0 este efortul redus datorat presiunii, calculat conform ipotezei energetice.

$$S_0 = \sqrt{3} \cdot p_{max} \cdot \delta \cdot \frac{u^2}{u^2 - 1}; \tag{15}$$

$$\delta = \frac{u^2+1}{\sqrt{3}\cdot u}\sqrt{FAC^2 - \frac{u^2-1}{u^2+1}\cdot FAC\left(1+\frac{SCF}{0,7}\right) + \frac{SCF\left(\frac{SCF}{0,7}+u^2-1\right)}{0,7\,(u^2+1)^2}} + 1 \tag{16}$$

unde, conform lucrării [4]:

$$SCF = 1{,}634\left[\left(\frac{a}{s_1}+2\right)^2 \cdot \left(\frac{D_{ex}-D_i}{D_{ex}+D_i}\right)\right]^{0.2042}; \tag{17}$$

$$FAC = SCF + f \cdot \psi \cdot \alpha_i; \tag{18}$$

$$f = 1 + \frac{4{,}6a^2}{D_{ex}\cdot s_1}; \tag{19}$$

$$u = \frac{D_{ex}}{D_i}; \tag{20}$$

$$\psi = 0{,}015 \cdot \frac{D_{ex}-2s}{s}. \tag{21}$$

α_i este coeficientul definit după Dietmann [1] (fig. 4), iar k o funcţie spaţială de geometrie aleasă, care variază cu structura, valorile sale depinzînd de nivelul iniţial al presiunii.

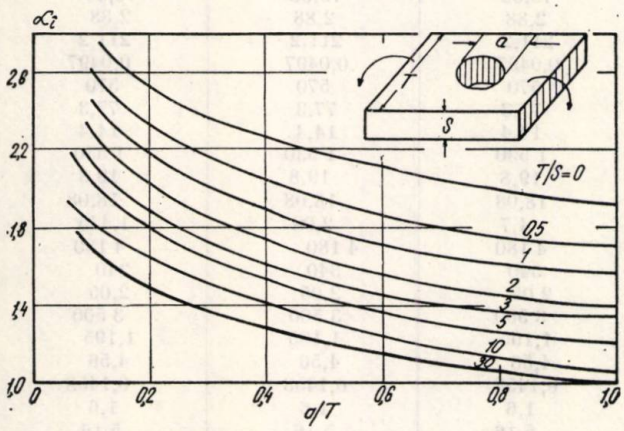


Fig. 4. Valorile coeficientului α_i de mărire a efortului unitar datorită încovoierii secţiunii.

Făcînd schimbarea de variabliă:

$$X = \frac{p}{\sigma}; \quad dX = \frac{dp}{\sigma}, \tag{22}$$

relaţia (11) devine:

$$C_1 = \sum_{i=1}^{m} \frac{n_i}{N_i} = f_n \cdot t \cdot \left(\frac{k\sigma}{S_0}\right)^{\alpha} \int_0^{\infty} X^{1+\alpha} \cdot \exp\left(-\frac{X^2}{2}\right) dX. \tag{11 a}$$

Notînd termenul integral cu I_r şi rezolvînd în raport cu k, se obţine:

$$k = \frac{S_0}{\sigma}\left(\frac{C_1}{f_n \cdot t \cdot I_r}\right)^{\frac{1}{\alpha}} \tag{23}$$

Integrala de probabilitate I_r în funcţie de α a fost evaluată pe calculator pentru valorile uzuale şi este prezentată în figura 5, iar k a fost calculat în ipoteza $C_1 = 1$.

Efortul maxim admisibil va fi:

$$S_{max} = 3\sigma \cdot k \tag{24}$$

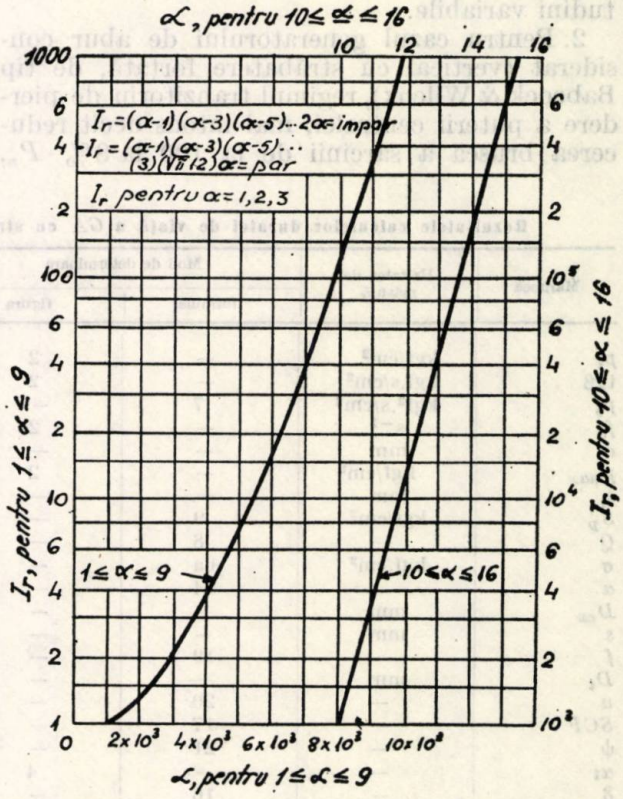


Fig. 5. Graficul integralei de probabilitate în funcţie de α. I_r — integrala de probabilitate, α — panta curbei $N-S$.

unde 3σ corespunde valorii maxime a deviaţiei standard. Pentru valori mari ale deviaţiei standard, probabilitatea de insucces este neglijabilă.

Se compară valoarea lui S_{max} cu efortul admisibil și se determină alungirea specifică corespunzătoare $\Delta\varepsilon_{max}$.

Valoarea acesteia furnizează informații asupra numărului de cicluri maxim admisibil pe care îl poate suporta instalația.

Exemplu de calcul

Calculele au fost efectuate în cazul regimului tranzitoriu corespunzător pierderii puterii CNE cînd au loc acționări frecvente ale supapei de siguranță. Acest regim durează aproximativ 1 oră și are loc de maximum 40 de ori în tot timpul vieții centralei.

Rezultatele calculelor sînt prezentate în tabelul 1 pentru 3 variante, corespunzătoare unor durate ale regimului tranzitoriu de 70%, 100% și respectiv 130% din durata normată a procesului tranzitoriu.

Punctul în care s-a făcut analiza de eforturi a fost muchia interioară a ștuțului de abur al *GA*.

Concluzii

1. Adaptarea originală a metodei Palmgren-Miner permite aprecierea duratei de viață a mantalei generatoarelor de abur supuse repetat la regimuri tranzitorii de tipul pierderii puterii CNE sau reducerea bruscă a sarcinii de la 100 la 8% P_n, în care apar acționări frecvente ale supapei de siguranță cu perioade mici și amplitudini variabile.

2. Pentru cazul generatorului de abur considerat (vertical cu străbatere forțată, de tip Babcock & Wilcox), regimul tranzitoriu de pierdere a puterii centralei, mai intens decît reducerea bruscă a sarcinii de la 100 la 8% P_n, produce eforturi unitare mult sub limita de anduranță.

Materialul utilizat la construcția mantalei și ștuțurilor *GA* este un oțel slab aliat, de tipul SA—533 Grade B Class 1, pentru care efortul admisibil este de 1490 kgf/cm².

3. Metoda prezentată poate fi aplicată cu succes și în cazul altor recipienți cilindrici, cum ar fi presurizorul sau vasul de presiune al reactorului nuclear.

4. Îngroșarea peretelui în dreptul ștuțului este favorabilă în cazul procesului tranzitoriu considerat, deoarece alungirile specifice sînt mult mai mici în acest caz.

5. Pentru aceeași presiune inițială, extinderea duratei regimului tranzitoriu duce la obținerea unor eforturi mai mici (vezi tabelul 1). Schimbarea lungimii totale a regimului tranzitoriu duce însă la modificări în filozofia de proiectare a centralei.

Simboluri

- P_n — puterea nominală a centralei;
- w_i — lucrul mecanic net absorbit la n_i cicluri pentru regimul tranzitoriu i;
- W — lucrul mecanic net absorbit pentru fisurarea (sau ruperea) materialului;
- n_i — numărul de cicluri de proiect;
- N_i — numărul de cicluri admisibile;
- σ — deviația standard a presiunii;
- p_0 — nivelul de densitate spectrală a presiunii;
- f_n — frecvența proprie a fenomenului;
- Q — transmisibilitatea;
- p_i — presiunea inițială;
- $\mathrm{tg}\beta$ — panta curbei de variație a presiunii;
- S_p — efortul calculat în zona ștuțului de abur;

Tabelul 1

Rezultatele calculelor duratei de viață a *GA* cu străbatere forțată, folosind metoda Palmgren-Miner modificată

Mărimea	Unitatea de măsură	Mod de determinare		Valoarea		În procente din timpul total
		formula	figura	70%	100%	130%
p_i	kgf/cm²	—	2	73,38	73,38	73,38
$\mathrm{tg}\beta$	kgf.s/cm²	—	2	2,88	2,88	2,88
p_0	kgf².s/cm²	7	—	211,2	211,2	211,2
f_n	s^{-1}	—	2	0,0497	0,0497	0,0497
a	mm	—	—	570	570	570
p_{max}	kgf/cm²	—	2	77,3	77,3	77,3
s_1	mm	—	—	14,4	14,4	14,4
S_p	kgf/cm²	9	—	1 530	1 530	1 530
Q	—	8	—	19,8	19,8	19,8
σ	kgf/cm²	6a	—	18,08	18,08	18,08
α	—	14	—	4,7	2,08	1,445
D_{ex}	mm	—	—	4 180	4 180	4 180
s	mm	—	—	340	340	340
f	—	19	—	2,05	2,05	2,05
D_i	mm	—	—	3 500	3 500	3 500
u	—	20	—	1,195	1,195	1,195
SCF	—	17	—	4,56	4,56	4,56
ψ	—	21	—	0,1458	0,1458	0,1458
α_t	—	—	4	1,6	1,6	1,6
δ	—	16	—	5,16	5,16	5,16
S_0	kgf/cm²	15	—	2 320	2 320	2 320
t	s	—	—	100 800	144 000	187 200
I_r	—	—	5	7,5	1,4	1,3
k	—	23	—	17	2,359	0,3786
S_{max}	kgf/cm²	24	—	923,5	127,95	20,535
$\Delta\varepsilon$	%	—	—	0,046	0,00639	0,001026

Observație. Rezultatele pentru $\Delta\varepsilon$ indică valori mult sub limita de anduranță.

p_{max} — valoarea maximă a presiunii;
a — diametrul interior al ştuţului;
s_1 — grosimea ştuţului;
$\lambda_{\Delta\varepsilon}$ — funcţia de densitate Rayleigh a probabilităţii;
p — presiunea de lucru;
C_1 — probabilitatea totală de rupere;
t — timpul;
S_0 — efortul redus datorat presiunii;
k — funcţia spaţială de geometrie aleasă;
α — panta curbei $N-S$;
D_1 — diametrul interior al mantalei GA;
D_{ex} — diametrul exterior al mantalei GA;
α_t — coeficientul Dietmann;
s — grosimea mantalei GA;
T — distanţa dintre ştuţuri;
I_r — integrala de probabilitate;
u — raportul diametrelor mantalei GA;
f — factor de echivalare;
ψ — factor de mărire a efortului tangenţial datorită ovalităţii recipientului;
δ — concentrator global de efort;
SCF — factor concentrator de efort;
FAC — constantă;
S_{max} — efortul maxim admisibil;
$\Delta\varepsilon$ — alungirea specifică.

Bibliografie

[1] Pop, M. G. M., Rust, J. H. şi Tardoş, G. *Steam Generator Shell Behaviour under Plastic Deformation.* ANS, American Nuclear Society Winter Meeting, 1972.

[2] Osgood, C. C. Fatigue Design. John Wiley & Sons Inc., New. York, 1970.

[3] Pop, M. G. M. şi Galan, V. J. *Analog Simulation of Design Transients for a Babcock & Wilcox Nuclear Steam System with Isolated Primary Loop.* ANS, American Nuclear Society Winter Meeting, 1973.

[4] Gill, S. S. *The Stress Analysis of Pressure Vessels Components.* Pergamont Press, New York, 1970.

(Articol intrat în redacţie la 5 decembrie 1975)

Consideraţii privind proiectarea şi realizarea unor armături de protecţie destinate echipării lanţurilor de izolatoare pentru LEA 110—400 kV

Ing. **M. Dăncilă***)

În cadrul unui program de cercetare, desfăşurat pe parcursul a patru ani, s-a urmărit studierea comportării lanţurilor de izolatoare alcătuite cu elemente izolatoare din sticlă şi porţelan, destinate echipării liniilor electrice aeriene de 110—400 kV din R.S. România şi prevăzute cu armături de protecţie realizate în ţară.

În urma executării primei faze a cercetărilor (1972—1973), au fost elucidate problemele legate de necesitatea prevederii armăturilor de protecţie pentru lanţurile de izolatoare ale LEA de înaltă tensiune, precum şi o serie de aspecte ce trebuie avute în vedere la proiectarea şi realizarea unor armături de protecţie corespunzătoare condiţiilor concrete de exploatare ale sistemului energetic al R.S.R.

Ca urmare a efectuării celei de-a doua faze a programului de cercetare (1974—1975), s-au stabilit domeniile de utilizare a izolatoarelor şi a noilor armături de protecţie — de acestea trebuind să se ţină seamă la proiectarea viitoarelor linii de înaltă tensiune, în vederea asigurării unui nivel ridicat de siguranţă în funcţionarea acestora.

1. Necesitatea montării armăturilor de protecţie la lanţurile de izolatoare ale LEA de înaltă tensiune

Armăturile de protecţie cu care sînt echipate lanţurile de izolatoare ale LEA de IT au rolul principal de a prelua arcul electric amorsat de-a lungul lanţului şi de a-l devia (sufla), astfel încît să se protejeze suprafaţa izolatoarelor de efectul termic pronunţat datorat coloanei de arc. Pe lîngă aceasta, armăturile de protecţie mai au rolul de a reduce nivelul perturbaţiilor radio, de a îmbunătăţi repartiţia tensiunii de-a lungul lanţului de izolatoare, precum şi de a îmbunătăţi condiţiile de amorsare la apariţia unor supratensiuni de origine atmosferică sau de comutaţie. În situaţia unor asemenea solicitări, se poate depăşi nivelul de ţinere al izolaţiei liniei, avînd loc astfel o conturnare. Probabilitatea apariţiei conturnării creşte cu cît valoarea instantanee a tensiunii de serviciu măreşte diferenţa de potenţial a conductorului în raport cu stîlpul. Aceste nivele de impulsuri de tensiune — de origine atmosferică sau de comutaţie — nu sînt, în general, ele în sine

* Ing. Marius M. Dăncilă este cercetător ştiinţific la ICEMENERG.

dăunătoare pentru ansamblul izolaţie LEA-conductor—cleme, însă conturnarea apărută ionizează spaţiul de aer din jurul lanţului de izolatoare, astfel încît nivelul de ţinere al izolaţiei se micşorează într-atît, încît chiar tensiunea de serviciu poate întreţine arcul electric în spaţiul ionizat dintre conductor şi traversa stîlpului.

Arcul electric monofazat, amorsat între conductor şi traversa stîlpului, poate atinge — în cazul reţelelor de 110—400 kV ale sistemului energetic al R.S.R. [1] — valori ale curentului de scurtcircuit de şoc de 20—50 kA şi 15—20 kA_{ef} valori ale curentului stabilizat de scurtcircuit.

Arcul electric devine periculos chiar dacă se menţine timp de 4—5 perioade şi este apoi deconectat, întrucît arcul, menţinîndu-se la suprafaţa izolatoarelor componente ale lanţului, produce prin efect termic deteriorări. Picioarele arcului, menţinîndu-se pe suprafeţele elementelor metalice (cape, tije, elemente de prindere şi montaj etc.) pot conduce la deteriorarea acestora şi, în final, la căderea la pămînt a lanţului şi a conductorului activ.

Sarcina principală a armăturilor de protecţie constă aşadar în facilitarea conturnării directe, preluării arcului de la suprafaţa izolatoarelor şi îndepărtarea (suflarea) acestuia de lanţ.

2. Condiţii ce se impun la alegerea armăturilor de protecţie

Alegerea armăturilor de protecţie, ce urmează a fi utilizate pentru echiparea lanţurilor de izolatoare ale LEA de IT, se face pe baza unei analize tehnico-economice, ţinînd seama de următoarele condiţii:

a) tensiunea de serviciu a LEA;
b) curentul maxim şi durata scurtcircuitului;
c) tipul izolatoarelor utilizate;
d) preluare şi suflaj corect al arcului electric;
e) tehnologie simplă de fabricaţie;
f) consum minim de material pentru confecţionare.

Condiţiile menţionate la pct. a) — c) sînt cunoscute din faza de proiectare a LEA. Punctul d), însă, reprezintă condiţiile esenţiale pentru asigurarea unei funcţionări sigure a liniei electrice, acestea determinînd la rîndul lor parametrii de proiectare ce trebuie avuţi în vedere pentru a răspunde şi condiţiilor e) şi f), deci realizarea unor armături de protecţie simple ca tehnologie de fabricaţie şi cu consum minim de metal.

Comportarea tipurilor de armături de protecţie fabricate şi utilizate în prezent în R.S.R., pentru echiparea lanţurilor de izolatoare în general, cu excepţia coarnelor simple şi duble în cruce folosite pentru LEA 110 kV [2], [3], nu a fost studiată îndeajuns şi verificată în condiţii concrete de funcţionare. Din acest motiv, în cadrul ICEMENERG a fost iniţiat un program de cercetare în vederea elucidării cauzelor care au contribuit la deteriorarea unor lanţuri de izolatoare de suspensie, destinate LEA 110—400 kV, în situaţia conturnării acestora şi solicitării lor de către arcul electric menţinut între armături.

3. Preluarea şi suflajul arcului de către armăturile de protecţie de tipul inel-deschis

La apariţia unei supratensiuni ce depăşeşte nivelul de ţinere al izolaţiei, se produce o conturnare de suprafaţă, picioarele arcului stabilit aflîndu-se pe porţiunile extreme ale lanţului — adică pe capa sau armătura de protecţie superioară şi, respectiv, pe tija sau armătura de protecţie inferioară. După un timp care variază în funcţie de tipul armăturii utilizate, arcul electric este preluat de către acestea şi apoi suflat, prin efectul electrodinamic datorat curentului prin arc.

Efectul electrodinamic este aşadar factorul care realizează dirijarea şi suflarea arcului. Fenomenele care au loc pot fi explicate cantitativ, plecînd de la legea bine cunoscută Biot-Savart:

$$F = B \cdot I, \qquad (1)$$

în care

F — forţa exercitată pe unitatea de lungime a arcului electric;
B — inducţia magnetică;
I — curentul prin arcul electric.

Condiţia pentru existenţa unui efect de suflaj este ca inelul de protecţie să aibă o singură piesă de racord la lanţul de izolatoare, iar aceasta să fie legată la inel asimetric, pe partea opusă deschiderii inelului. Într-un astfel de circuit, efectul de suflaj se calculează determinîndu-se inducţia magnetică B ce ia naştere prin trecerea curentului I prin armătură. Inducţia magnetică B poate fi calculată ca integrală simplă a contribuţiilor datorate intensităţii cîmpului magnetic existent în diferitele elemente conductoare prin care trece curentul. Inducţia la un capăt al inelului de protecţie (de exemplu, la piciorul inferior al arcului), precum şi forţa care acţionează în acest punct asupra arcului electric, are două componente:

— influenţa cîmpului magnetic datorat curentului ce parcurge inelul de protecţie propriu-zis, şi

— influenţa cîmpului magnetic din conductorul activ, parcurs de acelaşi curent.

Figura 1 reprezintă vederea de sus a armăturii de protecţie (inel), schematizată, pentru simplificare considerîndu-se ca un inel închis. Piciorul arcului electric este notat cu A.

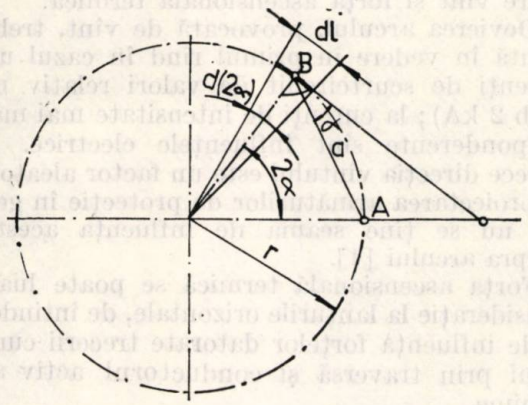


Fig.1. Reprezentarea schematică a inelului de protecţie pentru calculul efectului de suflaj.

Curentul I de scurtcircuit care trece prin elementul de armătură dl, determină apariţia unei inducţii magnetice dB_T care se calculează conform relaţiei:

$$dB_T = \frac{\mu_0}{4\pi} I \frac{dl}{a^2} \sin \alpha, \qquad (2)$$

unde $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{[V][s]}{[A][m]}$ este permeabilitatea magnetică a vidului.

Din figura 1 se observă că:

$$dl = r \cdot d(2\alpha)$$

$$\frac{a}{2} = r \cdot \sin \alpha$$

Înlocuind în (2), se obţine:

$$dB_T = \frac{\mu_0}{8\pi} \cdot \frac{I}{r} \cdot \frac{d\alpha}{\sin \alpha} \qquad (3)$$

şi integrînd

$$B_T = \frac{\mu_0}{8\pi} \frac{I}{r} \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{d\alpha}{\sin \alpha} = \frac{\mu_0}{8\pi} \cdot \frac{I}{r} \ln \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2} \qquad (4)$$

Se constată din figura 1 că limitele de integrare sînt $\alpha_2 = \frac{\pi}{2}$ şi $\alpha_1 = 0$. Pentru limita inferioară se va exclude cazul $\alpha_1 = 0$, corespunzînd lui $a = 0$, la care integrala ar deveni ∞ — ceea ce este imposibil. Pentru situaţiile practice, se consideră $\alpha_1 = 1°$, adică $\alpha_1 = \pi/180°$. În acest fel, din relaţiile (1) şi (4) rezultă că forţa electrodinamică ce acţionează pe elementul de lungime al arcului electric, considerînd piciorul arcului stabilit pe semi-inelul parcurs de curent, este

$$F_T = \frac{\mu_0}{8\pi} \frac{I^2}{2r} \ln \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \Big|_{\pi/180°}^{\pi/2} = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I^2}{2r} \cdot K_\alpha. \qquad (5)$$

Înlocuind şi μ_0, exprimînd I în amperi, iar r în metri, se obţine:

$$F_T = 0{,}555 \cdot 10^{-7} \frac{I^2}{2r} \text{ [kp/m]}. \qquad (5')$$

Se calculează apoi a doua componentă a forţei electrodinamice în punctul A, corespunzător piciorului arcului electric, componentă datorată influenţei exercitate de conductorul parcurs de curentul de scurtcircuit.

Din figura 2 rezultă:

$$dB_L = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot I \cdot \frac{dx}{c^2} \sin \beta, \qquad (6)$$

observînd în acelaşi timp că:

$$b = \frac{c}{\sin \beta};$$

$$x = c \cdot \operatorname{ctg} \beta;$$

$$dx = -\frac{c}{\sin^2 \beta} d$$

Înlocuind în (6), se obţine:

$$dB_L = -\frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I}{c} \sin \beta \, d\beta \qquad (7)$$

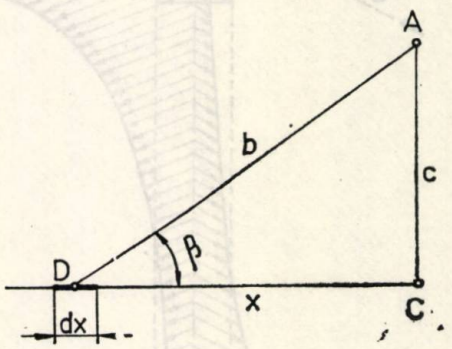


Fig.2. Reprezentarea schematică pentru calculul efectului de deplasare a piciorului arcului sub influenţa curentului de scurtcircuit ce străbate conductorul activ.

b — lungimea piesei de legătură a armăturii la lant; x — lungime oarecare de conductor activ; dx — element de lungime de conductor activ; c — distanţa de la conductorul activ la armătură.

şi integrînd, rezultă

$$B_L = -\frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I}{c} \int_{\beta_1}^{\beta_2} \sin \beta \, d\beta =$$

$$= \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I}{c} \cos \beta \Big|_{\frac{\pi}{2}}^{0} = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I}{c} \qquad (8)$$

În acest caz, integrarea s-a făcut de la $\beta_1 = \pi/2$ corespunzător lui $x = 0$, pînă la $\beta_2 = 0$, corespunzător lui $x = \infty$. În acest fel, din relaţiile (1) şi (8) se obţine componenta forţei electrodinamice ce acţionează asupra elementului de lungime a arcului electric avînd piciorul situat pe inelul de protecţie, componentă datorată parcurgerii conductorului activ de către curentul de scurtcircuit. Aşadar :

$$F_L = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I^2}{c} \cdot \qquad (9)$$

Înlocuind μ_0 şi exprimînd în aceleaşi unităţi de măsură, rezultă :

$$F_L = 0{,}102 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{I^2}{c} \text{ [kp/m]}. \qquad (9')$$

Cele două componente F_T şi F_L se compun vectorial în funcţie de poziţia reciprocă a deschiderii inelului şi a conductorului activ, influenţînd deplasarea şi suflajul arcului electric.

Poziţia ocupată în spaţiu de către arcul electric menţinut ferm între armăturile de protecţie mai poate fi influenţată, în afară de cele două componente calculate mai sus, şi de către vînt şi forţa ascensională termică.

Devierea arcului, provocată de vînt, trebuie avută în vedere în primul rînd în cazul unor curenţi de scurtcircuit de valori relativ mici (sub 2 kA) ; la curenţi de intensitate mai mare, preponderente sînt influenţele electrice. Deoarece direcţia vîntului este un factor aleatoriu, la proiectarea armăturilor de protecţie în general nu se ţine seama de influenţa acestuia asupra arcului [4].

Forţa ascensională termică se poate lua în consideraţie la lanţurile orizontale, de întindere, unde influenţa forţelor datorate trecerii curentului prin traversă şi conductorul activ sînt minime.

Figura 3 prezintă vectorial forţele care acţionează asupra arcului electric datorate curentului de scurtcircuit ce parcurge conturul conduc-

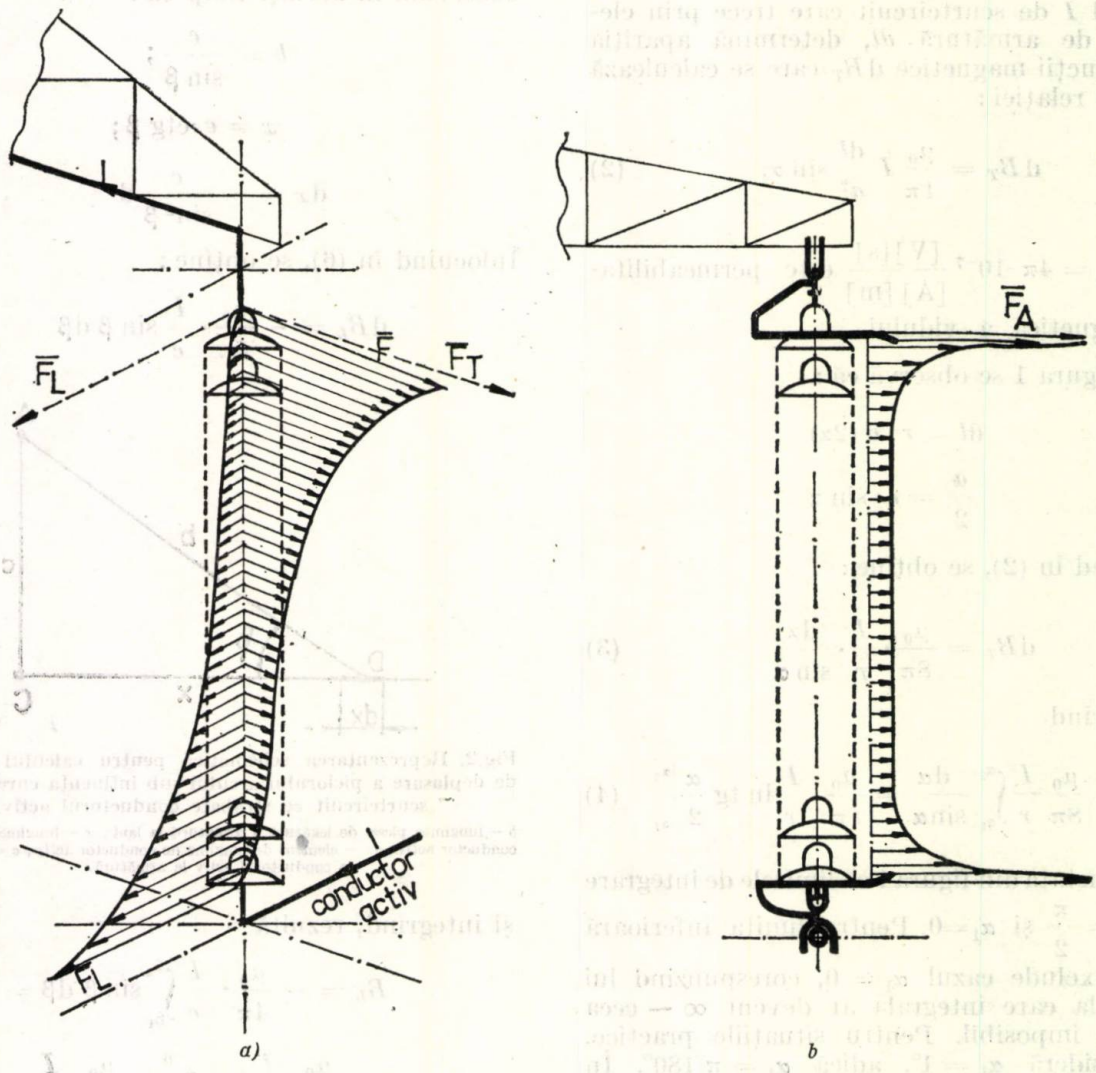


Fig. 3. Reprezentare schematică a forţelor electrodinamice ce acţionează asupra arcului electric.

$\overline{F}_T$ – componentă datorată trecerii curentului de scurtcircuit prin traversă ; $\overline{F}_L$ – componentă datorată trecerii curentului de scurtcircuit prin conductorul activ ; $\overline{F}$ – rezultanta forţelor $\overline{F}_T$ şi $\overline{F}_L$ (vectorial) ; $\overline{F}_A$ – componentă datorată trecerii curentului de scurtcircuit prin armăturile de protecţie.

tor activ—lanţ izolatoare—traversa stîlpului. În valoare absolută, aceste forţe sînt aproximativ egale, însă diferă ca sens. Sensul forţei $\bar{F}_T$ datorate trecerii curentului prin traversă este totdeauna în lungul traversei, în prelungirea acesteia, iar direcţia forţei $\bar{F}_L$ datorată trecerii curentului prin conductorul activ, este de-a lungul conductorului, sensul fiind determinat de sensul de trecere al curentului prin conductor. Cele două forţe sînt totdeauna perpendiculare una pe cealaltă.

Valorile absolute ale celor două forţe care acţionează asupra arcului electric, în cazul existenţei unei armături de protecţie de tipul inel-deschis, se calculează cu ajutorul relaţiilor (5′) şi (9′). Aceste relaţii vor servi ulterior pentru calculul mecanic al armăturilor de protecţie.

Din figura 3*a* rezultă în mod univoc faptul că un arc electric amorsat de-a lungul lanţului de izolatoare este împins (suflat) spre partea opusă stîlpului. Această tendinţă este maximă în apropierea traversei, în timp ce la capătul dinspre conductorul activ se mai adaugă şi o forţă de deplasare paralelă cu direcţia conductorului. Din această cauză ar trebui deci ca armăturile de protecţie să fie astfel realizate fizic, încît picioarele arcului menţinute pe acestea să tindă de asemenea să se deplaseze pe partea opusă stîlpului — accentuîndu-se astfel tendinţa de suflaj a arcului. În acest fel, vectorul forţă $\bar{F}$ rezultant, care la capătul inferior al lanţului este orientat pe direcţia conductorului, va fi rotit în planul format de stîlp şi traversă — rezultînd pentru întreaga lungime a arcului electric o direcţie uniformă a deplasării (suflajului).

Forţele de deplasare $\bar{F}_A$ (din figura 3 *b*), datorate trecerii curentului de scurtcircuit prin armăturile de protecţie, şi care îşi exercită influenţa asupra picioarelor arcului electric, au în schimb o influenţă mai redusă asupra porţiunii mediane a arcului. În consecinţă, deplasarea arcului electric este determinată în primul rînd de forţele care rezultă în urma trecerii curentului de scurtcircuit prin conturul conductor activ — lanţ — traversă — stîlp.

4. Criterii de formă şi dimensiuni la proiectarea armăturilor de protecţie

Calculul dimensional al armăturilor de protecţie se poate face avînd în vedere adoptarea unor dimensiuni optime, rezonabile, luîndu-se în considerare anumite aspecte teoretice [5], [6] cu menţiunea că un calcul riguros nu se poate totuşi efectua, datorită multitudinii de condiţii impuse armăturilor de protecţie în general, precum şi multitudinii de condiţii existente în funcţionarea LEA.

Se are în vedere în primul rînd faptul că rigiditatea dielectrică a spaţiului dintre armăturile de protecţie, oricare ar fi forma lor, este apropiată de rigiditatea dielectrică a unui interval disruptiv de tipul vîrf-vîrf, alegerea dimensiunilor armăturilor făcîndu-se ţinînd seama şi de nivelele de coordonare a izolaţiei LEA din norme, de unde rezultă o distanţă limită minimă între armături (luată din curbele de amorsare între electrozi de tipul vîrf-vîrf).

Se menţionează în [7] două condiţii care trebuie să fie îndeplinite de dimensiunile armăturilor de protecţie, pentru a asigura o descărcare directă şi pentru preluarea apoi a arcului electric de la suprafaţa izolatoarelor. Astfel, pentru distanţa dintre armături (pe verticala lanţului, între cele două armături) şi distanţa între axul lanţului de izolatoare şi armături, se impun condiţiile :

$$S = (0{,}8 \ldots 0{,}9)\, H$$

şi

$$A = (0{,}3 \ldots 0{,}4)\, H$$

unde H este lungimea lanţului de izolatoare.

Acelaşi autor menţionează că preluarea arcului amorsat la suprafaţa izolatoarelor, de către armăturile de protecţie, este sigură în cazul unor inele cu diametrul relativ redus (450... ... 480 mm). Încercările experimentale [5] indică faptul că arcul este preluat sigur de armături dacă acestea sînt plasate la o distanţă de cel mult 100 mm de suprafaţa izolatorului.

Ţinînd seamă de cele de mai sus, apare necesară cunoaşterea tipurilor de izolatoare (dimensiuni) ce se utilizează pentru echiparea

Tabelul 1

Tipul izolatorului	Materialul	Pasul izolatorului (lungime) (mm)	Diametrul exterior (mm)	Diametrul trunchi (mm)	Furnizor
CT 8a	Porţelan	170	280	—	RSR
CT 8n	,,	195	255	—	RSR
VZC 16/10	,,	170	270	—	RSC
VZM 16/10	,,	195	280	—	RSC
VZUM (2025)	,,	140	280	—	RSC
PS—6	Sticlă	130	255	—	URSS
PS—11	,,	140	260	—	URSS
PSG 12A	,,	137	300	—	URSS
LPS—16	,,	170	280	—	URSS
F 16P	,,	160	320	—	Franţa
VKL 75/14	Porţelan	1240	150	75	RDG
VKLF 75/16	,,	1240	170	75	RDG
VKLS 75/21	,,	1240	195	75	RDG
VKLS 85/21	,,	1270	205	85	RDG

LEA de IT. În tabelul 1 sînt indicate cele mai uzuale tipuri de izolatoare întîlnite pe liniile de 110—400 kV din R.S.R.

Se apreciază [8] că pentru stabilirea dimensiunilor de gabarit ale armăturilor de protecţie, este necesar să fie luaţi în considerare şi următorii parametri (vezi şi fig. 4):

H — lungimea lanţului de izolatoare;

S — distanţa dintre armăturile de protecţie;

$\varnothing_{iz}$ — diametrul exterior al izolatorului;

d_{max}, d_{min}, d — distanţa de la armătura de protecţie la marginea izolatorului.

$$d = a - \varnothing_{iz}/2$$

unde a reprezintă distanţa între armătura de protecţie şi axul lanţului de izolatoare precum şi raportul d/a (d_{min}/a_{min}, d_{max}/a_{max}).

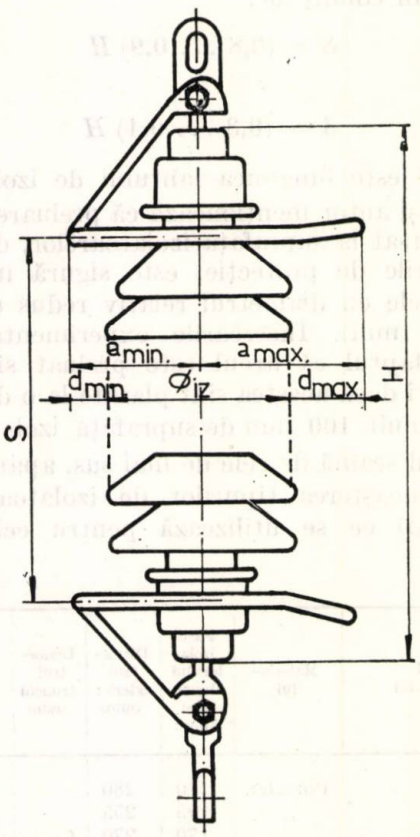


Fig.4. Parametrii de gabarit ai lanţului de izolatoare.

Corelarea corectă a acestor parametri asigură:

— preluarea de către armături, chiar din primele momente, a arcului electric amorsat pe suprafaţa izolatoarelor (asigurată prin d_{min});

— protejarea izolatoarelor împotriva acţiunii termice, de durată, a arcului electric, după preluarea acestuia de către armături (asigurată prin d_{max}).

În urma analizei rezultatelor experimentale obţinute cu ocazia efectuării primului set de încercări asupra lanţurilor de izolatoare pentru LEA 110—400 kV, echipate cu armături de protecţie din programul actual de fabricaţie al ICMP, au fost stabilite îmbunătăţirile ce trebuie aduse acestora în vederea creşterii performanţelor lor; în raport cu solicitările actuale din instalaţiile sistemului energetic.

Au fost stabilite, cu această ocazie, domeniile optime ale rapoartelor d_{min}/a_{min} şi d_{max}/a_{max}, funcde tipul izolatoarelor utilizate pentru liniile de 110—400 kV din R.S.R., conform tabelului 1, şi anume: 0,2...0,3 şi, respectiv, 0,6...0,75.

În acelaşi timp, pentru noile armături de protecţie, s-a verificat, prin calcul, secţiunea materialului din care sînt confecţionate, ţinînd seama de solicitările termice datorate curenţilor maximi de scurtcircuit ce pot apărea. Calculul secţiunii se poate face în trei situaţii:

— La un curent de scurtcircuit de 31,5 kA ($P = 12$ GVA) şi un timp de deconectare de 0,3 s, ce corespunde unui defect apropiat;

— La un curent de scurtcircuit de 10,5 kA ($P = 4$ GVA) şi un timp de deconectare de 3 s.

— La un curent de scurtcircuit de 20 kA_{ef} şi timp de deconectare de 1 s, pentru un defect relativ îndepărtat.

În literatura de specialitate [9], [10] sînt indicate mai multe relaţii de calcul al secţiunii materialului, relaţii care se deosebesc între ele prin faptul că iau în considerare:

— un curent de scurtcircuit mediu şi timpul real [9];

— curentul de scurtcircuit real şi un timp fictiv [10].

Conform [9], secţiunea materialului se calculează cu relaţia:

$$S = \frac{I_k \cdot 1000\sqrt{t}}{\sqrt{4{,}184 \cdot \frac{c \cdot \rho_d}{\rho_r \cdot \alpha} \ln\left[1+\alpha(\theta_2-\theta_1)\right]}} \quad [mm^2] \tag{10}$$

în care

I_k este curentul mediu de scurtcircuit [kA];

t — timpul de deconectare [s];

c — căldura specifică a materialului [kcal/°C·kg];

ρ_d — densitatea materialului [kg/dm³];

ρ_r — rezistivitatea materialului la temperatura θ_1 [Ωmm²/m];

α — coeficientul termic de rezistenţă [°C⁻¹];

θ_1 — temperatura iniţială [°C];

θ_2 — temperatura maximă admisibilă [°C].

Conform [1], calculul de stabilitate termică se face pentru $I_k = 20$ kA_{ef} şi $t = 1$ s, astfel încît pentru OL37 STAS 333—68, (la care $c = 0{,}11$; $\rho_d = 7{,}8$; $\rho_x = 0{,}12$; $\alpha = 0{,}004$), şi

considerînd $\theta_1 = 30°C$ și $\theta_2 = 250°C$, secțiunea minimă necesară rezultă :

$$S_{min} = \frac{20\sqrt{1} \cdot 10^3}{\sqrt{4{,}184 \frac{0{,}11 \cdot 7{,}8}{0{,}12 \cdot 0{,}004} \cdot \ln 1{,}88}} = 294 \text{ mm}^2$$

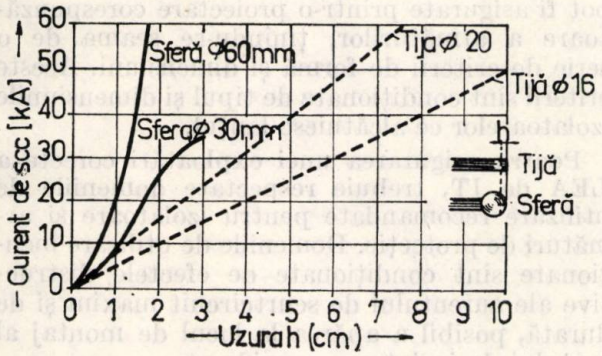


Fig. 5

Relațiile (5′), (9′) și (10) servesc, așadar, la verificarea dimensionării armăturilor de protecție, ținînd seama de faptul că pentru F_T și F_L trebuie obținute valori mai mari de 30—40 kp/m [6].

În scopul reducerii perturbațiilor radio, al uniformizării cîmpului electric, precum și pentru asigurarea unei stabilități ridicate a piciorului arcului electric pe cornul armăturii de protecție, acesta a fost prevăzut cu sferă de uzură. Aceasta asigură un consum mai redus de metal în situația unor scurtcircuite repetate sau de durată, comparativ cu cornul simplu de protecție (fig. 5).

5. Domenii de utilizare pentru izolatoare și armături de protecție

Realizarea seriei noi de armături de protecție s-a efectuat în cadrul unei colaborări cu ICMP București, avîndu-se în vedere criteriile de formă și dimensiuni menționate anterior, precum și considerentul ca, prin prevederea unui număr minim de variante (tipodimensiuni) să se acopere întreg domeniul de lanțuri de izolatoare de suspensie și de întindere, simple sau multiple, alcătuite cu izolatoare de sticlă și porțelan, conform proiectelor-tip elaborate de ISPE.

S-a urmărit încadrarea armăturilor — din punctul de vedere al stabilității termice la solicitări cu curent de scurtcircuit de durată — în normele dimensionale internaționale (normele de 16, 20, 25 și 30 mm), astfel încît să corespundă plafoanelor intermediare ale curenților de scurtcircuit, cît și valorilor-plafon maxime ce se prevăd pentru etapa viitoare de dezvoltare a sistemului nostru energetic.

În figura 6 sînt prezentate formele constructive ale armăturilor realizate, precum și modul lor de utilizare, funcție de tensiunea nominală a LEA și tipul izolatoarelor care alcătuiesc lanțul.

Tabelul 2 indică sintetic domeniile de utilizare a izolatoarelor și a armăturilor de protecție corespunzătoare, funcție de curentul de scurtcircuit maxim pentru 1 secundă, posibil a apărea la locul de montaj.

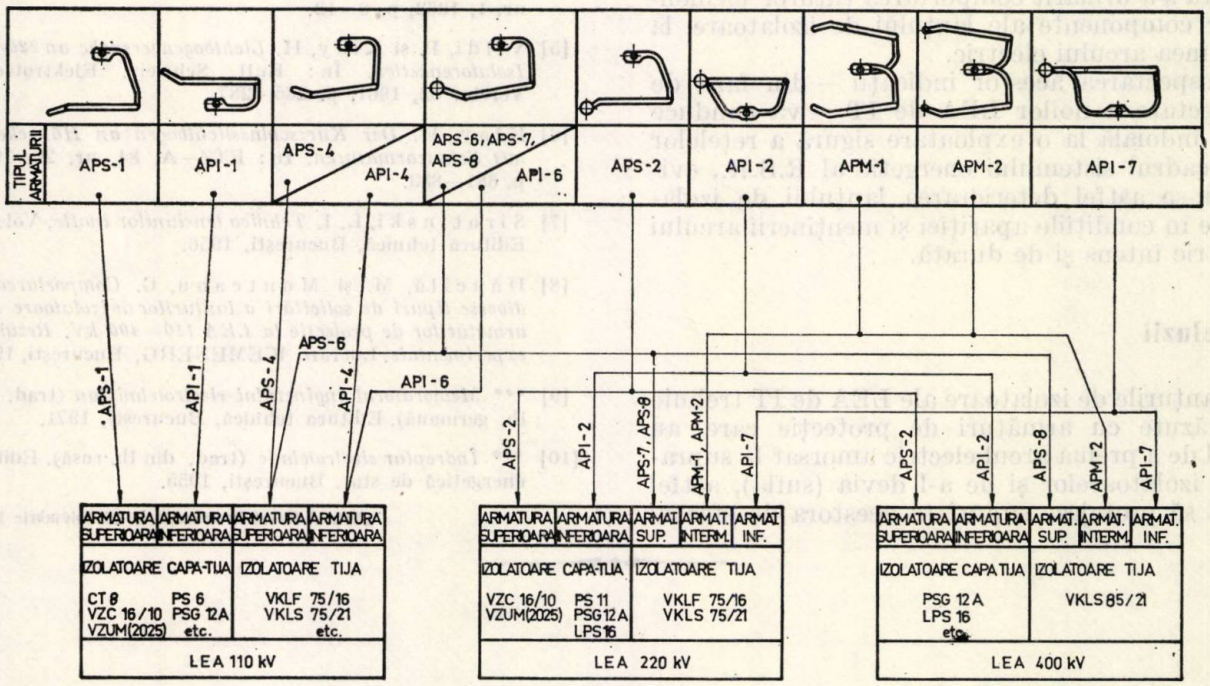


Fig. 6

Tabelul 2

Tensiunea nominală a LEA (kV)	Tipul izolatorului	Tipul armăturilor de protecţie recomandate a se utiliza*)	$I_{scc\ max}$ pt. 1 s
110	CT8 ; VZC 16/10 ; VZUM (2025) ; PS-6 ; PSG 12A	APS-1 ; API-1 (CPCD-sup ; CPCD-inf)	15
	PS-6 ; PSG 12A	APS-1 ; API-1	20
	VKLF 75/16	APS-4 ; API-4	30
	VKLS 75/21	APS-6 ; API-6	30
220	VZC 16/10 ; VZUM (2025)	APS-2 ; API-2	15
	PSG 12A ; PS-11 ; LPS-16	APS-2 ; API-2	25
	VKLF 75/16 ; VKLS 75/21	APS-7 ; API-7 ; APM-1	20
	VKLS 75/21	APS-8 ; API-7 ; APM-2	30
400	LPS-16 ; PSG 12A	APS-2 ; API-2	25
	VKLS 85/21	APS-7 ; API-7 ; APM-2 APS-8 ; API-7 ; APM-2	30 40

* Notaţii utilizate :
APS – armătură superioară ;
API – armătură inferioară ;
APM – armătură intermediară (pentru lanţuri formate cu izolatoare tijă la LEA 220 şi 400 kV) ;
1...8 – tipul armăturii

Aceste domenii de utilizare au fost stabilite în urma verificărilor efectuate în condiţii de scurtcircuit de durată, experimentări în cadrul cărora s-a urmărit comportarea tuturor elementelor componente ale lanţului de izolatoare la acţiunea arcului electric.

Respectarea acestor indicaţii — din faza de proiectare a noilor LEA de IT — va conduce fără îndoială la o exploatare sigură a reţelelor din cadrul sistemului energetic al R.S.R., evitîndu-se astfel deteriorarea lanţului de izolatoare în condiţiile apariţiei şi menţinerii arcului electric intens şi de durată.

Concluzii

Lanţurile de izolatoare ale LEA de IT trebuie prevăzute cu armături de protecţie care au rolul de a prelua arcul electric amorsat la suprafaţa izolatoarelor şi de a-l devia (sufla), astfel încît să protejeze suprafaţa acestora de efectul termic datorat coloanei de arc. Armăturile de protecţie mai au rolul de a îmbunătăţi condiţiile de amorsare a arcului la apariţia unor supratensiuni, de a reduce nivelul perturbaţiilor radio şi de a îmbunătăţi repartiţia tensiunii de-a lungul lanţului.

Preluarea şi suflajul corect al arcului electric pot fi asigurate printr-o proiectare corespunzătoare a armăturilor, ţinîndu-se seama de o serie de criterii de formă şi dimensiuni. Aceste criterii sînt condiţionate de tipul şi dimensiunile izolatoarelor ce alcătuiesc lanţul.

Pentru asigurarea unei exploatări corecte a LEA de IT, trebuie respectate domeniile de utilizare recomandate pentru izolatoare şi armături de protecţie. Domeniile de utilizare menţionate sînt condiţionate de efectele distructive ale curentului de scurtcircuit maxim şi de durată, posibil a apărea la locul de montaj al lanţului de izolatoare considerat.

Bibliografie

[1] *** *Instrucţiuni pentru dimensionarea şi verificarea instalaţiilor electroenergetice la solicitări mecanice şi termice, în condiţiile curenţilor de scurtcircuit.* PE—103/1970, M.E.E.—O.D.E., Bucureşti.

[2] Drăgan, G., Popa, B. şi Adămuţ, I. *Cercetări experimentale privind determinarea tensiunilor de conturnare a lanţurilor de izolatoare IC4.* În : Studii şi cercetări de energetică, XI, nr. 2, 1961, p. 354—375.

[3] Munteanu, C. şi Dăncilă, M. *Cercetarea rezistenţei la arc electric a izolatoarelor şi a elementelor de îmbinare şi de armare a lanţurilor de izolatoare pentru LEA 110 şi 220 kV.* Lucrare ICENERG, Bucureşti, 1972.

[4] Hillgarth, G. *Lichtbogenversuche an 220-kV-Hängeketten mit Schutzarmaturen.* În : ETZ—A, 83, nr. 1, 1962, p. 8—12.

[5] Vildi, P. şi Klay, H. *Lichtbogenversuche an 220-kV-Isolatorenketten.* În : Bull. Schweiz. Elektrotechn. Verein. 52, 1961, p. 285—287.

[6] Klay, H. *Der Kurzschlusslichtbogen an Hängeketten mit Schutzarmaturen.* În : ETZ—A, 84, nr. 26, 1963, p. 881—883.

[7] Sirotinski, L. I. *Tehnica tensiunilor înalte*, Vol. II. Editura tehnică, Bucureşti, 1956.

[8] Dăncilă, M. şi Munteanu, C. *Comportarea la diverse tipuri de solicitări a lanţurilor de izolatoare şi a armăturilor de protecţie la LEA 110—400 kV. Rezultate experimentale.* Lucrare ICEMENERG, Bucureşti, 1974.

[9] *** *Memoratorul inginerului electrotehnician* (trad. din lb. germană). Editura tehnică, Bucureşti, 1971.

[10] *** *Îndreptar electrotehnic* (trad. din lb. rusă). Editura energetică de stat, Bucureşti, 1955.

(Articol intrat în redacţie la 28 noiembrie 1975)

Algoritm și program pentru calculul regimurilor staționare și al pierderilor de putere în rețelele radiale de joasă tensiune
— Programul RAJ —

Dr. ing. N. Chirculescu
și ing. A. Apostoleanu *)

În ultimii ani se remarcă o creștere a interesului specialiștilor electroenergeticieni din țara noastră pentru elaborarea unor metode cît mai exacte de determinare a consumului tehnologic în rețelele electrice.

Evaluarea cît mai exactă a consumului tehnologic și în mod deosebit a structurii acestuia are o importanță deosebită în vederea stabilirii randamentului funcționării rețelelor sistemului energetic și a măsurilor aplicabile în fazele de studiere, proiectare și exploatare în scopul optimizării funcționării sistemului energetic național.

Concluzia ce se poate formula în urma studiilor efectuate recent este că evaluarea consumului tehnologic și normarea lui țin atît de domeniul teoretic (metodologie corectă de calcul și normare), cît și de activitatea practică, de posibilitățile organizatorice și materiale concrete de care dispun Centrala industrială pentru energie electrică și termică și întreprinderile de rețele electrice în vederea organizării investigațiilor necesare, ținînd seama de următoarele:

— concepția de dotare cu aparate de măsură în rețelele electrice de diferite tensiuni;

— starea de funcționare a grupurilor de măsură la un moment dat;

— clasele de precizie ale grupurilor de măsură;

— posibilitățile de efectuare de măsurători, în special în rețelele de medie și joasă tensiune;

— gradul de organizare a evidenței măsurătorilor și a elementelor rețelei.

Scopul acestei lucrări îl constituie elaborarea metodologiei, algoritmului și programului de calcul al regimurilor staționare și pierderilor de putere în rețelele de distribuție de joasă tensiune radiale, considerînd sistemul informațional existent pentru furnizarea datelor necesare efectuării calculelor.

În scopul elaborării metodologiei algoritmului programului de calcul s-au luat în considerare cerințele formulate de personalul de exploatare al IRE-urilor și IDEB.

Programele pentru calculul rețelelor de distribuție elaborate în cadrul CCE — ISPE se află în prezent în exploatare curentă la majoritatea IRE-urilor, fiind implementate la toate centrele de calcul teritoriale din țară, în cadrul bibliotecii de programe energetice „Electra".

1. Obiectul programului RAJ

Programul prezentat — RAJ — calculează circulațiile de curenți, tensiunile și pierderile de putere în rețelele radiale de joasă tensiune urbane și rurale. Sînt evidențiate nodurile capăt de rețea, pentru care se verifică depășirea limitei admise pentru nivelul tensiunii (—7% din tensiunea nominală pentru LEA, —5% pentru cabluri, conform STAS 930/75 aprobat prin HCM 426/8.05.1975). În cazul depistării în rețea a unor tensiuni necorespunzătoare, sînt indicate măsuri operative de remediere a situației existente; în această situație, calculul este reluat automat, în condițiile introducerii modificărilor propuse de calculator.

Rezultatele obținute în noile condiții de calcul, indicînd efectele modificărilor propuse, sînt reanalizate prin program.

În cazul depistării în rețea a tensiunilor necorespunzătoare, programul face contorizarea automată a numărului de abonați aflați în situație defavorabilă (pentru fieare tronson și global) în două grupe: abonați cu tensiuni sub 198 V (—10%) și abonați cu tensiuni între 198 V și 209 V sau 204 V (—10%, —5%, —7%).

Fiind destinat utilizării pentru calculul rețelelor exploatate de IRE-uri, programul este adaptat bazei de date existente, furnizate de măsurătorile ce se efectuează în sistemul actual de exploatare a rețelelor IRE.

2. Ipoteze de calcul

Programul permite determinarea regimurilor de funcționare a rețelelor de joasă tensiune în LEA sau cabluri, cu funcționare radială, deci cu punct de alimentare unic, construcția acestora putînd fi în unele cazuri buclată.

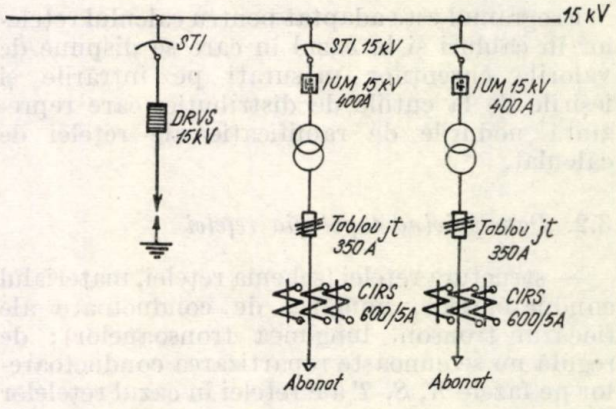


Fig. 1. Schema electrică monofazată pentru post trafo MT/JT:
STI — separator trifazat de interior; *DRVS* — descărcător cu rezistență variabilă; *IUM* — întreruptor cu ulei mult.

*) Autorii lucrează la I.S.P.E.

Un exemplu de schemă de alimentare a rețelelor de JT plecînd de la bara de MT este dat în figura 1.

În condițiile bazei de date incomplete de care se dispune în exploatarea rețelelor electrice ale IRE-urilor, ținînd seama de precizia scăzută a valorilor datelor primare (măsurătorile nu sînt făcute simultan, nu reprezintă valoarea de vîrf a mărimii măsurate, evidența eventualelor modificări survenite pe teren este deficitară etc.) s-au adoptat pentru calculul regimurilor staționare și al pierderilor de putere următoarele ipoteze simplificatoare:

— sarcina se consideră uniform repartizată pe fază (pe abonat sau pe unitate de lungime);

— tensiunile pe faze sînt egale la plecarea din postul de transformare;

— pierderile de putere în iluminatul public, fiind foarte mici, nu sînt estimate separat de calculul rețelei alimentînd consumatorii casnic-edilitari.

3. Baza de date primare

Pentru calculul rețelelor radiale de J.T. se dispune de următoarele date furnizate de serviciile de exploatare ale IRE:

3.1. *Date obținute prin măsurători electrice*

— curenții maximi măsurați în secundarul transformatorului MT/JT și pe fiecare plecare, pe faze, măsurătorile se fac o dată pe an, în perioada vîrfului de iarnă (15 noiembrie — 15 februarie), intervalul în care se alege ziua caracteristică;

— tensiunile pe partea de joasă tensiune pe cele trei faze la plecarea din postul de transformare MT/JT, la capetele rețelei și în punctele de ramificație.

În cazuri particulare de rețele în cabluri, se cunosc valorile curenților măsurați pe faze la intrarea și ieșirea cutiilor de distribuție.

Programul este adaptat pentru calculul rețelelor în cabluri și în cazul în care se dispune de valorile curenților măsurați pe intrările și ieșirile de la cutiile de distribuție, care reprezintă nodurile de ramificație ale rețelei de calculat.

3.2. *Date privind topologia rețelei*

— structura rețelei (schema rețelei, materialul conductoarelor, numărul de conductoare ale fiecărui tronson, lungimea tronsoanelor); de regulă nu se cunoaște repartizarea conductoarelor pe fazele R, S, T ale rețelei în cazul rețelelor aeriene;

— numărul de abonați pe fiecare tronson (parametru opțional).

4. Date de intrare

Datele necesare rulării programului RAJ se referă la caracteristicile generale ale rețelei și la caracteristicile specifice fiecărui tronson.

Rețeaua este numerotată cu numere între 1 și 100, astfel încît între nodurile I, J ($I < J$) curentul circulă de la I la J.

Tronsoanele vor fi introduse în ordinea crescătoare a primului indice $I_1 \leqslant I_2$, unde I_1, I_2 sînt capetele a două tronsoane consecutive.

Datele generale asupra rețelei sau subrețelei calculate sînt următoarele:

— numărul tronsoanelor;

— valorile curenților maximi pe faze;

— tensiunea pe faze;

— cos φ al rețelei (valoarea 1 este implicită);

— indicele de variantă (care poate lua una din valorile 0 — rețea aeriană; 1 — rețea în cablu calculată în ipoteza de sarcină uniform distribuită; 2 — rețea în cablu calculată pe baza curenților citiți la cutiile de distribuție);

— coeficientul de reducere a curentului termic admisibil în conductoare (valoarea 1 este implicită).

Datele generale asupra topologiei rețelei studiate (descrierea tronsoanelor care compun rețeaua):

— capetele tronsoanelor (după numerotarea utilizatorului);

— numărul de faze ale tronsoanelor;

— lungimea tronsoanelor;

— materialul tronsoanelor;

— secțiunea tronsoanelor;

— opțional: fazele care compun tronsonul (pentru LEA bi-și monofazate) și numărul de abonați;

— pentru rețelele în cablu cu citiri la cutiile de distribuție, se dau curenții pe faze la capetele tronsoanelor.

5. Metodologia de calcul

Plecînd de la baza de date indicată, în ipotezele enumerate, pentru calculul regimurilor staționare ale rețelelor și pierderilor de putere s-a aplicat o metodă de calcul cuprinzînd următoarele etape:

1. Stabilirea circulațiilor de curenți în tronsoanele rețelei de calcul.

2. Calculul căderilor de tensiune din tronsoanele rețelei.

3. Calculul pierderilor de putere din fiecare tronson și al pierderilor globale din rețea (în valoare absolută și relativă).

4. Stabilirea traseelor monofazate care rezultă din structura fizică a rețelei cu calcularea nivelelor de tensiune în fiacaere nod pentru fazele existente în tronsonul respectiv.

5. Evidențierea nodurilor capete de rețea cu verificarea depășirii limitei admise pentru nivelul tensiunii (—5% sau —7%) și indicarea, în

cazul depășirii acestei limite, a măsurilor operative de remediere a situației existente.

6. Contorizarea numărului de abonați aflați în situație defavorabilă din punctul de vedere al nivelului tensiunii pentru fiecare tronson și global.

7. Dacă este necesar, calculul este reluat în condițiile introducerii modificărilor propuse de calculator pentru remedierea tensiunilor necorespunzătoare.

8. Rezultatele obținute în noile condiții de calcul sînt reanalizate de calculator.

În cadrul fiecărei etape se folosesc următoarele condiții și relații de calcul:

5.1.1. Calculul curenților pe fază pentru fiecare tronson se efectuează după stabilirea prealabilă a fazelor care intră în componența fiecărui tronson, identificarea făcîndu-se în funcție de valoarea rapoartelor curent-faza f, de lungime (nr. abonați), faza f și de continuitatea fazelor. Se calculează densitățile de curent pe faze (pe abonat sau pe unitate de lungime, după cum este indicat sau nu numărul de abonați pe tronsoane).

5.1.2. Calculul sarcinii uniform distribuite (în curent) pe fază pentru fiecare tronson se face după formulele a) sau b), după cum se lucrează, cu număr de abonați sau cu lungimi fizice:

a) $I_d\ (f,\ i) = I(f)/M(f) \cdot N(f,\ i)$

b) $I_d\ (f,\ i) = I(f)/K(f) \cdot L(f,\ i)$

unde

$I_d(f,i)$ este sarcina uniform distribuită pe faza f a tronsonului n;

$I(f)$ — curenții măsurați pe plecare pe faze pe partea de joasă tensiune a transformatorului;

$M(f)$ — numărul de abonați pe faza f a plecării studiate;

$N(f,i)$ — numărul de abonați pe tronsonul n, faza f;

$K(f)$ — lungimea fizică a fazei f a plecării;

$L(f,\ i)$ — lungimea fizică a tronsonului care conține faza f.

5.1.3. Calculul curenților pentru tronsoanele care nu sînt capăt de rețea se face adunîndu-se la valoarea sarcinii uniform distribuite proprie valorile sarcinilor uniform distribuite ale tronsoanelor care se ramifică din acesta, care constituie sarcina concentrată aplicată la capătul tronsonului respectiv. Calculul se efectuează iterativ pe fază, începînd de la capetele rețelei spre punctul de alimentare, după formula:

$$I(f,\ i) = I_a\ (f,\ i) + I_c\ (f,\ i),$$

unde

$I_c(f,\ i) = \sum_j I_a\ (f,\ i)$, tronsoanele j se ramifică din tronsonul i $(j > i)$.

5.2. Căderile de tensiune se calculează pentru fiecare tronson prin suprapunerea efectelor sarcinii uniform distribuite DU_1 și a sarcinii concentrate aplicate la capătul tronsonului respectiv, DU_2.

Observație. Pentru tronsoanele capăt de rețea nu există decît sarcina uniform distribuită.

Formulele folosite sînt următoarele:

a) 1. *Tronson trifazat*:

$$DU_1(f,\ i) = \frac{I_a\ (f,\ i) \cdot L(f,\ i),}{2 \cdot S(i) \cdot (i)}, \quad f = 1{,}3$$

unde

$L(i)$ — lungimea tronsonului i (m);

$S(i)$ — secțiunea tronsonului i (mm²);

$\gamma(i)$ — conductivitatea materialului.

a) 2. *Tronson bifazat*:

$$DU_1(f,\ i) = \frac{I_a\ (f,\ i) \cdot L(i)}{0{,}75 \cdot S(i) \cdot \gamma(i)}$$

a) 3. *Tronson monofazat*:

$$DU_1\ (f,i) = \frac{I_a\ (f,\ i) \cdot L(i)}{S(i) \cdot \gamma(i)}$$

b) 1. *Tronson trifazat*:

$$DU_2(f,\ i) = \frac{I_a\ (f,\ i) \cdot L(i)}{S(i) \cdot \gamma(i)}$$

b) 2. *Tronson bifazat*:

$$DU_2(f,\ i) = \frac{I_c\ (f,\ i) \cdot L(i)}{1{,}5 \cdot S(i) \cdot \gamma(i)}$$

b) 3. *Tronson monofazat*:

$$DU_2(f,\ i) = \frac{I_c\ (f,\ i) \cdot L(i)}{2 \cdot S(i) \cdot \gamma(i)}$$

Căderea de tensiune totală pe faza f a tronsonului i este:

$$DU\ (f,\ i) = DU_1(f,\ i) + DU_2(f,\ i).$$

5.3. Calculul pierderilor de putere se face după formule distincte pentru tronsoanele supuse numai efectului sarcinii uniform distribuite și pentru tronsoanele supuse efectului combinat (sarcină uniform distribuită plus sarcină concentrată aplicată la capăt).

5.3.1. a) *Sarcină unică uniform distribuită* — Tronson trifazat:

$$DP_1(i) = R(i) \cdot \sum_{i=1}^{3} I_d(f,i)^2,$$

unde $R(i)$ este rezistența tronsonului i. Pentru tronsoanele bifazate și monofazate se aplică coeficienții 0,8333 și, respectiv, 0,66.

5.3. b) *Sarcină uniform distribuită și sarcină concentrată*

— Tronson trifazat :

$$DP(i) = R(i) \cdot \sum I_c^2 (f, i + R(i) \cdot 3 \cdot \sqrt{\frac{\sum_{f=1}^{3} I_c^2 (f, i)}{3}} \cdot \sqrt{\frac{\sum_{f=1}^{3} I_d^2 (f, i)}{3}} + R(i) \cdot \frac{\sum_{f=1}^{3} I_d^2 (f, i)}{3} :$$

Pentru tronsoanele bifazate și monofazate se aplică coeficienții 0,833 (5/2 × 1/3) și, respectiv, 0,66 (2/3).

Pierderile de putere se calculează pe fiecare tronson și apoi se însumează pe fiecare plecare din transformatorul de MT/JT :

$$5.3.2.\ DPT = \sum_{i=1}^{NT} DP(i) \quad [\text{kW}];$$

în care

DPT sînt pierderi totale de putere din rețeaua aferentă unei plecări;
NT — numărul de tronsoane.

Apoi se calculează pierderea de putere relativă (%).

$$5.3.3.\ DPT\ (\%) = DPT\ [\text{kW}]/PA\ [\text{kW}] \cdot 100,$$

unde PA este puterea activă absorbită din transformator.

$$5.10.4.\ PA\ [\text{kW}] = (I_f(1) + I_f(2) + I_f(3)) \cdot U_f/1000$$

în care U_f este tensiunea măsurată pe faze în secundarul transformatorului MT/JT.

5.4. Stabilirea traseelor fazelor tronsoanelor este necesară în calculul nivelelor de tensiune din nodurile rețelei. Calculul se face după formula :

$$U(f, i) = U_f - \sum_j DU(f, j),$$

unde

f indică fazele tronsonului j;
$U(f, i)$ este nivelul tensiunii pe faza f la capătul tronsonului i;
$DU(f,j)$ —suma căderilor de tensiune pe tronsoanele înlănțuite care formează traseul punct de alimentare — nodul i.

5.5. Odată cu determinarea traseelor susmenționate se determină nodurile capăt de rețea. Pentru aceste noduri se verifică dacă se depășește nivelul de 204 V pentru LEA și 209 V pentru cabluri, întrucît aceste valori sînt considerate limite inferioare de tensiune necorespunzătoare.

În cazul în care tensiunea este sub aceste limite, se publică mesajul de depășire în dreptul capătului de rețea respectiv și prin program se fac următoarele modificări în structura rețelei :

1. trifazarea tronsoanelor bifazate și monofazate (rețele aeriene);
2. schimbarea secțiunii de 16 mm² cu o secțiune superioară;
3. calcularea rețelei cu sarcină reechilibrată.

Observație. Trifazarea sau/și schimbarea secțiunii tronsoanelor de capăt este însoțită de trifazarea și/sau schimbarea secțiunii tronsoanelor cu care acestea se înlănțuie în sensul actualizării schimbărilor propuse.

5.6. Pentru utilizator este util să cunoască numărul de abonați cu tensiune necorespunzătoare pentru a aprecia în funcție de acest număr gradul de urgență al măsurilor de remediere. În acest scop sînt contorizați, pentru fiecare tronson, două categorii de abonați :

— cu tensiune sub 198 V ;
— cu tensiune cuprinsă în intervalul 198 V — 204 V (pentru LEA) și 198 — 209 V (pentru cabluri).

Calculul se face în ipoteza unei căderi de tensiune liniare.

De asemenea se calculează, pentru întreaga rețea, numărul total de abonați cu tensiuni necorespunzătoare.

5.7. În cazul în care rezultă tensiuni necorespunzătoare în rețeaua calculată, se inițiază măsurile menționate la punctul 5.5 și calculul este reluat automat.

În cazul în care toate măsurile menționate rămîn ineficace, utilizatorul este avertizat printr-un mesaj (în acest caz se propune introducerea unui nou punct de injecție).

6. Algoritmul de calcul

Algoritmul de calcul cuprinde următoarele etape :

6.1. Introducerea datelor.
6.2. Organizarea datelor în vectori și tablouri.
6.3. Calculul regimurilor staționare ale rețelelor cu determinarea pierderilor de putere.
6.4. Extragerea rezultatelor și publicarea mesajelor.

6.1. Informațiile necesare calculării regimurilor staționare ale rețelelor și determinării pierderilor de putere se introduc sub următoarea formă :

a) Date generale asupra rețelei de calcul cuprinzînd :
— numărul postului de transformare;
— numărul plecării, eventual numele localității studiate.

b) Date generale ale subreţelei studiate :

— numărul de tronsoane, curentul maxim pe faze, tensiunea pe fază, cos φ, coeficientul de reducere a curentului termic admisibil în conductoare.

c) Date caracteristice ale tronsoanelor :

— capetele tronsoanelor, numărul de faze, indicele fazelor, lungimea tronsonului, materialul, secţiunea, numărul de abonaţi.

6.2. Datele de intrare, precum şi mărimile folosite în calcul se organizează în vectori şi tablouri. Dimensiunea maximă a vectorilor folosiţi este de 100 adrese, iar a tablourilor de 3×100.

6.3. Calculul regimurilor staţionare şi al pierderilor de putere se face conform metodei prezentate în capitolul 5.

7 Performanţele programului RAJ

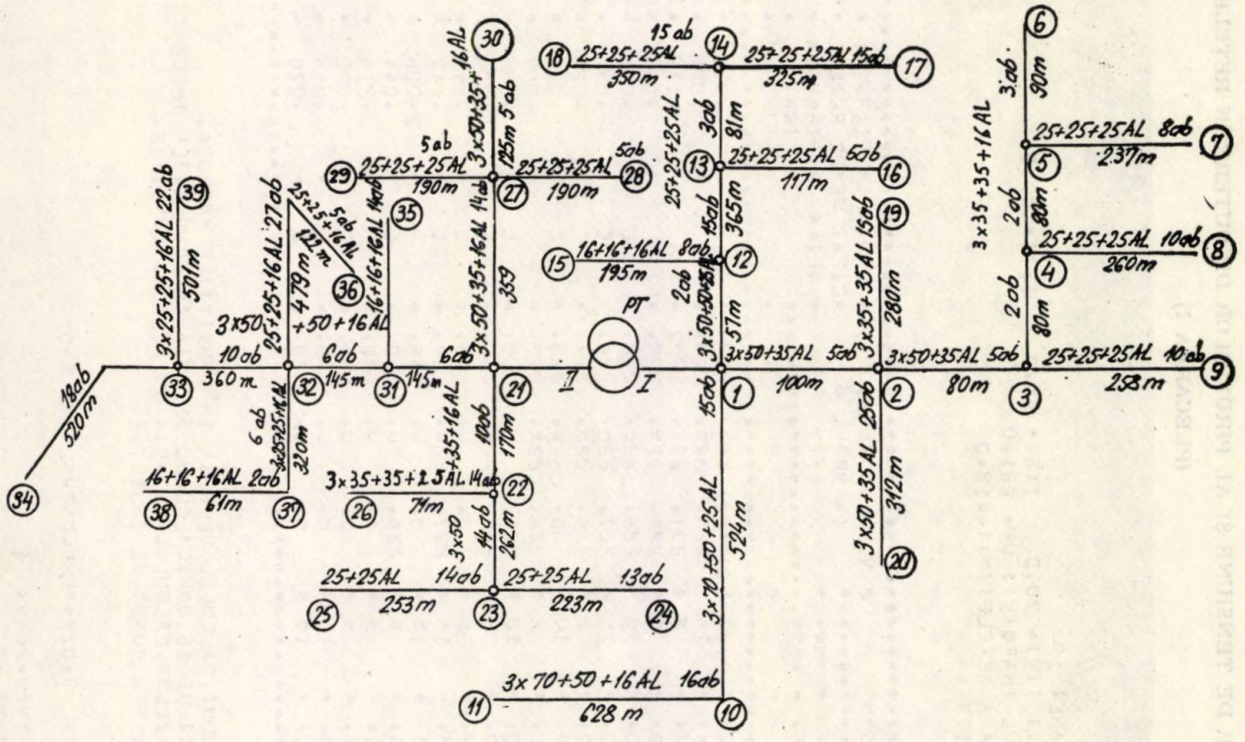
Programul RAJ este scris în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul IRIS—50 sau FELIX C—256.

Programul conţine circa 600 instrucţiuni FORTRAN şi ocupă o memorie de circa 60 k octeţi.

Programul poate calcula reţele pînă la 100 tronsoane ; timpul de calcul pentru o reţea cu 20 noduri pentru care s-au calculat trei variante este de 25 secunde.

Programul are ca scop atît de a calcula regimul existent pentru o reţea dată, cît şi de a da indicaţii asupra unor măsuri tehnice care să conducă la exploatarea avantajoasă a reţelei.

Calculul este reluat automat prin program în cazul în care la unul sau la mai multe capete de reţea tensiunea este necorespunzătoare.


PT
I
II
3x50+35AL 5ab
100m
80m
258m
3x35+35+16AL
3x50+35AL 15ab
280m
3x50+35AL 25ab
342m
3x70+50+25AL
524m
3x70+50+16AL 16ab
628m
25+25+25AL 10ab
260m
25+25+25AL 8ab
237m
25+25+25AL 5ab
117m
25+25+25AL 3ab
225m
25+25+25AL 15ab
325m
25+25+25AL
350m
3x50+35+25+16AL
125m
190m
3x50+35+16AL
359m
365m
81m
90m
80m
195m
16+16+16AL 8ab
3x50+50+25AL
57m
3x50+35AL 5ab
3x50+35+16AL 14ab
3x50+35+25+16AL 22ab
501m
3x50+25+16AL 27ab
479m
3x50+50+16AL 14ab
3x50+50+16AL 14ab
3x50+50+16AL 14ab

EXEMPLUL NR. 1

CALCULUL CĂDERILOR DE TENSIUNE ŞI AL PIRDERILOR DE PUTERE ÎN REŢELE DE J.T. (380 V/220 V)

(PLECAREA I)

DATE GENERALE DESPRE RETEA

TABEL 1.a.

NUMAR TOTAL DE TRONSOANE: 19
CURENTII PE PLECARE(A): I(R)= 70.0 I(S)= 49.0 I(T)=100.0
TENSIUNEA IN SECUNDARUL TRAFO(V): UF= 231.0
LUNGIMEA FIZICA TOTALA A RETELEI(M):4419.0
NR.TOTAL DE ABONATI: 173

NR. CRT.	TRONSON I-J	CARACTERISTICI TRONSON: SECT. COND. (MMP)	MAT. COND.	NR. TRONS.	LUNG. (M)	NR. ABON.	NIVELUL TENSIUNII IN NODUL J (V): R	S	T	NOD CAPAT DE RETEA	PIERDERI DE PUTERE: INTRONSON (KW)	MESAJE-OBSERVATII: NR.ABON. CU TENS. 198V-204V	NR.ABON. CU TENS. SUB 198V	INDICATII
1	1- 2	50	AL	3	100.	5	228.	229.	229.		.231	0	0	
2	1- 10	70	AL	3	524.	15	228.	228.	229.		.098	0	0	
3	1- 12	50	AL	3	57.	2	231.	231.	229.		.112	0	0	
4	2- 3	50	AL	3	80.	5	228.	229.	228.		.037	0	0	
5	2- 19	50	AL	3	280.	15	228.	228.	228.	C	.010	0	0	
6	2- 20	50	AL	3	312.	25	227.	228.	228.	C	.030	0	0	
7	3- 4	35	AL	3	80.	2	226.	229.	227.		.028	0	0	
8	3- 9	25	AL	1	238.	10	0.	0.	225.	C	.023	0	0	
9	4- 5	35	AL	3	80.	2	226.	229.	227.		.007	0	0	
10	4- 8	25	AL	1	260.	10	221.	0.	0.	C	.055	0	0	
11	5- 6	35	AL	3	90.	3	226.	229.	226.	C	.000	0	0	
12	5- 7	25	AL	1	237.	8	0.	0.	224.	C	.013	0	0	
13	10- 11	70	AL	3	628.	16	227.	226.	228.	C	.017	0	0	
14	12- 13	25	AL	1	365.	15	0.	0.	186.		2.026	1	4	
15	12- 15	16	AL	1	195.	8	226.	0.	0.	C	.041	0	0	
16	13- 14	25	AL	1	81.	3	0.	0.	180.		.214	0	3	
17	13- 16	25	AL	1	117.	5	0.	0.	185.	C	.003	0	5	VEZI OBS.1
18	14- 17	25	AL	1	325.	15	0.	0.	173.	C	.065	0	15	VEZI OBS.1
19	14- 18	25	AL	1	350.	15	0.	0.	173.	C	.070	0	15	VEZI OBS.1

OBS.1:SE PROPUNE TRIFAZAREA TRONSONULUI;CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE PROPUSE.
OBS.2:SE PROPUNE SCHIMBAREA SECTIUNII DE 16 MMP;CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE TRECERII LA SECTIUNEA DE 35 MMP.
OBS.3:SE RECOMANDA REECHILIBRAREA FAZELOR;CALCULUL SE REIA IN ACEASTA CONDITIE.
OBS.4:SE RECOMANDA INTRODUCEREA UNUI NOU PUNCT DE INJECTIE.

PIERDERI TOTALE DE PUTERE(IN KW)= 3.079 PROCENTUAL(%)= 6.09

NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE INTRE 198V-204V: 4
NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE SUB 198V: 42

TABEL 1.b.

NR. CRT.	TRONSON I-J	CARACTERISTICI TRONSON: SECT. COND. (MMP)	MAT. COND.	NR. COND.	LUNG. TRONS. (M)	NR. ABON.	NIVELUL TENSIUNII IN NODUL J (V): R	S	T	NOD CAPAT DE RETEA	PIERDERI DE PUTERE INTRONSON (KW)	MESAJE-OBSERVATII: NR. ABON. CU TENS. 198V-204V	NR. ABON. CU TENS. SUB 198V	INDICATII
1	1- 2	50	AL	3	100.	5	227.	226.	234.		.550	0	0	
2	1- 10	70	AL	3	524.	15	226.	229.	233.		.257	0	0	
3	1- 12	50	AL	3	57.	2	229.	229.	232.		.276	0	0	
4	2- 3	50	AL	3	80.	5	225.	226.	235.		.078	0	0	
5	2- 19	50	AL	3	280.	15	226.	229.	234.	C	.027	0	0	
6	2- 20	50	AL	3	312.	25	225.	229.	235.	C	.078	0	0	
7	3- 4	35	AL	3	80.	2	223.	227.	236.		.069	0	0	
8	3- 9	25	AL	1	258.	10	0.	0.	239.	C	.036	0	0	
9	4- 6	35	AL	3	80.	2	223.	227.	237.		.011	0	0	
10	4- 8	25	AL	1	260.	10	215.	0.	0.	C	.148	0	0	
11	5- 6	35	AL	3	90.	3	223.	227.	237.	C	.001	0	0	
12	5- 7	25	AL	1	237.	8	0.	0.	240.	C	.021	0	0	
13	10- 11	70	AL	3	628.	16	225.	229.	234.	C	.044	0	0	
14	12- 13	25	AL	3	365.	15	211.	208.	240.		1.825	0	0	
15	12- 15	16	AL	1	195.	8	221.	0.	0.	C	.111	0	0	
16	13- 14	25	AL	3	81.	3	209.	209.	242.		.210	0	0	
17	13- 16	25	AL	3	117.	5	211.	208.	240.	C	.001	0	0	
18	14- 17	25	AL	3	325.	15	206.	201.	243.	C	.064	6	0	VEZI OBS.3
19	14- 18	25	AL	3	350.	15	206.	201.	243.	C	.069	6	0	VEZI OBS.3

OBS.1:SE PROPUNE TRIFAZAREA TRONSONULUI,CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE PROPUSE.
OBS.2:SE PROPUNE SCHIMBAREA SECTIUNII DE 16 MMP;CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE TRECERII LA SECTIUNEA DE 35 MMP.
OBS.3:SE RECOMANDA REECHILIBRAREA FAZELOR,CALCULUL SE REIA IN ACEASTA CONDITIE.
OBS.4:SE RECOMANDA INTRODUCEREA UNUI NOU PUNCT DE INJECTIE.

PIERDERI TOTALE DE PUTERE(IN KW)= 3.876**PROCENTUAL(%)= 7.66

NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE INTRE 198V-204V: 12
NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE SUB 198V: 0

TABEL 1, c.

NR. CRT.	TRONSON I-J	CARACTERISTICI TRONSON				NIVELUL TENSIUNII IN NODUL J (V)			NOD CAPAT DE RETEA	PIERDERI DE PUTERE IN TRONSON (KW)	MESAJE-OBSERVATII		
		SECT. COND. (MMP)	MAT.	NR. COND.	LUNG. TRONS. (M)	NR. ABON.	R	S	T			NR. ABON. CU TENS. 198V-204V	NR. ABON. CU TENS. SUB 198V	INDICATII
1	1- 2	50	AL	3	100.	5	229.	230.	228.		.180	0	0	
2	1-10	70	AL	3	524.	15	229.	229.	229.		.059	0	0	
3	1-12	50	AL	3	57.	2	230.	230.	230.		.061	0	0	
4	2- 3	50	AL	3	80.	5	228.	230.	227.		.037	0	0	
5	2-19	50	AL	3	280.	15	229.	229.	228.	C	.006	0	0	
6	2-20	50	AL	3	312.	25	228.	229.	228.	C	.018	0	0	
7	3- 4	35	AL	3	80.	2	227.	230.	227.		.021	0	0	
8	3- 9	25	AL	1	258.	10	0.	0.	223.	C	.031	0	0	
9	4- 5	35	AL	3	80.	2	227.	230.	226.		.008	0	0	
10	4- 8	25	AL	1	260.	10	224.	0.	0.	C	.031	0	0	
11	5- 6	35	AL	3	90.	3	227.	230.	226.	C	.000	0	0	
12	5- 7	25	AL	1	237.	8	0.	0.	223.	C	.018	0	0	
13	10-11	70	AL	3	628.	16	228.	228.	228.	C	.010	0	0	
14	12-13	25	AL	3	365.	15	222.	224.	222.		.416	0	0	
15	12-15	16	AL	1	195.	8	226.	0.	0.	C	.023	0	0	
16	13-14	25	AL	3	81.	3	221.	221.	221.		.048	0	0	
17	13-16	25	AL	3	117.	5	222.	224.	222.	C	.000	0	0	
18	14-17	25	AL	3	325.	15	220.	220.	220.	C	.015	0	0	
19	14-18	25	AL	3	350.	15	219.	220.	220.	C	.016	0	0	

OBS.1:SE PROPUNE TRIFAZAREA TRONSONULUI;CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE PROPUSE.
OBS.2:SE PROPUNE SCHIMBAREA SECTIUNII DE 16 MMP;CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE TRECERII LA SECTIUNEA DE 35 MMP.
OBS.3:SE RECOMANDA REECHILIBRAREA FAZELOR;CALCULUL SE REIA IN ACEASTA CONDITIE.
OBS.4:SE RECOMANDA INTRODUCEREA UNUI NOU PUNCT DE INJECTIE.

PIERDERI TOTALE DE PUTERE(IN KW)= .998**PROCENTUAL(%)= 1.97

NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE INTRE 198V-204V: 0
NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE SUB 198V: 0

CALCULUL CĂDERILOR DE TENSIUNE ŞI AL PIERDERILOR DE PUTERE ÎN REŢELE DE J.T. (380 V/220 V)

(PLECAREA II)

DATE GENERALE DESPRE RETEA

NUMAR TOTAL DE TRANSOANE: 18
CURENTII PE PLECARE(A): I(R)= 92.0 I(S)= 86.0 I(T)= 79.0
TENSIUNEA IN SECUNDARUL TRAFO(V): UF= 231.0
LUNGIMEA FIZICA TOTALA A RETELEI(M):4857.0
NR.TOTAL DE ABONATI: 199

TABEL 2.a.

NR. CRT.	TRONSON I-J	CARACTERISTICI TRONSON: SECT. COND. (MMP)	MAT.	NR. COND.	LUNG. TRONS. (M)	NR. ABON.	NIVELUL TENSIUNII IN NODUL J (V): R	S	T	CAPAT DE RETEA	VAD (KW)	PIERDERI DE PUTERE INTRONSON (KW)	MESAJE-OBSERVATII: NR. ABON. CU TENS. 198V-204V	NR. ABON. CU TENS. SUB 198V	INDICATII
1	21- 22	50	AL	3	170.	10	228.	227.	230.		.221	.056	0	0	
2	21- 27	50	AL	3	359.	14	230.	230.	228.		.056	.649	0	0	
3	21- 31	50	AL	3	145.	6	226.	227.	226.		.649	.203	0	0	
4	22- 23	50	AL	3	262.	14	224.	223.	230.		.203	.000	0	0	
5	22- 26	35	AL	3	71.	4	228.	227.	230.	C	.000	.069	0	0	
6	23- 24	25	AL	1	223.	13	219.	0.	0.	C	.069	.118	0	0	
7	23- 25	25	AL	1	253.	14	0.	219.	0.	C	.118	.004	0	0	
8	27- 28	25	AL	1	190.	5	0.	0.	227.	C	.004	.004	0	0	
9	27- 29	25	AL	1	190.	5	0.	0.	227.	C	.004	.000	0	0	
10	27- 30	50	AL	3	125.	4	230.	230.	228.	C	.000	.434	0	0	
11	31- 32	50	AL	3	145.	6	224.	224.	221.		.434	.203	0	0	
12	31- 35	16	AL	1	361.	14	212.	0.	0.	C	.203	.290	0	0	
13	32- 33	50	AL	3	360.	10	219.	219.	218.		.290	.540	0	0	
14	32- 36	25	AL	1	601.	32	0.	0.	197.	C	.540	8	1	VEZI OBS.1	
15	32- 37	25	AL	3	320.	9	223.	224.	221.		.014	.014	0	0	
16	33- 34	50	AL	3	520.	18	217.	217.	217.	C	.024	.062	0	0	
17	33- 39	25	AL	3	501.	22	216.	215.	216.	C	.062	.001	0	0	
18	37- 38	16	AL	1	61.	2	0.	222.	0.	C	.001	0	0	0	

OBS.1:SE PROPUNE TRIFAZAREA TRONSONULUI,CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE PROPUSE.
OBS.2:SE PROPUNE SCHIMBAREA SECTIUNII DE 16 MMP;CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE TRECERII LA SECTIUNEA DE 35 MMP.
OBS.3:SE RECOMANDA REECHILIBRAREA FAZELOR,CALCULUL SE REIA IN ACEASTA CONDITIE.
OBS.4:SE RECOMANDA INTRODUCEREA UNUI NOU PUNCT DE INJECTIE.

PIERDERI TOTALE DE PUTERE(IN KW)= 2.893 PROCENTUAL(%)= 4.87

NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE INTRE 198V-204V: 8
NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE SUB 198V: 1

TABEL 2.6.

NR. CRT.	TRONSON I-J	CARACTERISTICI TRONSON: SECT. COND. (MMP)	MAT.	NR. COND.	LUNG. TRONS. (M)	NR. ABON.	NIVELUL TENSIUNII IN NODUL J (V): R	S	T	NOD CAPAT DE RETEA	PIERDERI DE PUTERE INTRONSON (KW)	MESAJE-OBSERVATII: NR. ABON. CU TENS. 198V-204V	NR. ABON. CU TENS. SUB 198V	INDICATII
1	21-22	50	AL	3	170.	10	228.	225.	230.		.201	0	0	
2	21-27	50	AL	3	359.	14	230.	230.	228.		.056	0	0	
3	21-31	50	AL	3	145.	6	225.	226.	228.		.719	0	0	
4	22-23	50	AL	3	252.	14	225.	224.	30.		.184	0	0	
5	22-26	35	AL	3	71.	4	228.	227.	230.	C	.000	0	0	
6	23-24	25	AL	1	223.	13	219.	0.	0.	C	.064	0	0	
7	23-25	25	AL	1	253.	14	0.	218.	0.	C	.104	0	0	
8	27-28	25	AL	1	190.	5	0.	0.	227.	C	.004	0	0	
9	27-29	25	AL	1	190.	5	0.	0.	227.	C	.004	0	0	
10	27-30	50	AL	3	125.	4	230.	230.	228.	C	.000	0	0	
11	31-32	50	AL	3	145.	6	221.	222.	225.		.458	0	0	
12	31-35	16	AL	1	351.	14	211.	0.	0.	C	.188	0	0	
13	32-33	50	AL	3	360.	10	217.	217.	222.		.268	0	0	
14	32-36	25	AL	3	601.	32	216.	216.	221.	C	.141	0	0	
15	32-37	25	AL	3	320.	6	221.	220.	225.		.012	0	0	
16	33-34	50	AL	3	520.	18	215.	215.	221.	C	.022	0	0	
17	33-39	25	AL	3	501.	22	214.	213.	220.	C	.058	0	0	
18	37-38	16	AL	1	61.	2	0.	219.	0.	C	.001	0	0	

OBS.1ISE PROPUNE TRIFAZAREA TRONSONULUI,CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE PROPUSE.
OBS.2ISE PROPUNE SCHIMBAREA SECTIUNII DE 16 MMP/CALCULUL SE REIA IN CONDITIILE TRECERII LA SECTIUNEA DE 35 MMP.
OBS.3ISE RECOMANDA REECHILIBRAREA FAZELOR,CALCULUL SE REIA IN ACEASTA CONDITIE.
OBS.4ISE RECOMANDA INTRODUCEREA UNUI NOU PUNCT DE INJECTIE.

PIERDERI TOTALE DE PUTERE(IN KW)= 2.486 PROCENTUAL(%)= 4.19

NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE INTRE 198V-204V: 0
NR.TOTAL ABON.CU TENSIUNE SUB 198V: 0

rezultate vor fi însoțite, dacă este cazul, de mesaje avertizoare de tensiuni necorespunzătoare și propunerea de reluare a calculului în condițiile unei reechilibrări teoretice a fazelor (densitate de curent egală pe cele trei faze).

În etapa următoare, calculul este reluat automat în această condiție, rezultatele fiind publicate din nou, reanalizate, iar dacă nivelul tensiunilor nu este satisfăcător, apare observația de necesitate a unui punct nou de injecție.

8. Exemplu de calcul

În figura 2 este reprezentată o rețea de joasă tensiune și rezultatele măsurătorilor.

Din secundarul trafo MT/JT se ramifică două plecări, alcătuite din 19 și, respectiv, 18 tronsoane. Curenții pe faze pe cele două plecări: $I_1(R) = 70$ A; $I_1(S) = 49$ A; $I_1(T) = 100$ A; $I_2(R) = 92$ A; $I_2(S) = 86$ A; $I_2(T) = 79$ A. Tensiunile pe fază: $U_1 = 231$ V, $U_2 = 231$ V.

Lungimea fizică totală a rețelei este de 4419 m pe plecarea I și de 4857 m pe plecarea II.

Numărul total de abonați: 179, 199.

Calculul se efectuează separat pe fiecare plecare.

Pe plecarea I se obțin rezultatele:

Tensiune necorespunzătoare în nodurile capete de rețea: 17 (185 V), 18 (173 V), 19 (173 V). La rubrica de observații și mesaje apare indicația de trifazare a tronsoanelor 13—16, 14—17, 14—18. Numărul de abonați cu tensiune necorespunzătoare: pe tronsonul 13—16, 5 abonați cu tensiune sub 198 V, pe tronsonul 14—18, 15 abonați cu tensiuni sub 198 V (tabelul 1. a).

Pentru acest regim de funcționare valoarea pierderilor de putere este: 3079 kW, adică 6,09%. Numărul total de abonați cu tensiuni sub 198 V este de 42.

Calculul este reluat automat în condițiile trifazării tronsoanelor 13—16; 14—17; 14—18.

Sînt publicate noile rezultate (tabelul 1. b). Tensunile în nodurile 16, 17, 18 sînt ameliorate: 208, 201, 201 V. Tensiunile în nodurile 17, 18 sînt sub li ita stabilită (204 V).

Pierderile totale de putere s-au modificat: 3,876 kW — 7,66%. Numărul total de abonați cu tensiuni între 198 și 204 V este 12. Numărul total de abonați cu tensiuni sub 198 V este 0.

Întrucît trecerea la o tensiune superioară nu este propusă prin program decît pentru conductoarele de 16 mm², se presupune reechilibrarea fazelor, urmărindu-se efectul acestei măsuri (tabelul 1. c).

În această situație, întreaga rețea funcționează la tensiuni corespunzătoare, valoarea pierderilor de putere este minimă: 0,998 kW, sau 1,97%.

Se reține deci că rețeaua reală funcționează dezechilibrat, fiind necesară revizuirea repartizării pe faze a abonaților respectivi.

Pe plecarea II: calculul regimului subrețelei indică tensiune necorespunzătoare în nodul capăt de rețea nr. 36 (197 V).

Abonați în situația defavorabilă: 8 cu tensiuni între 198 și 204 V, 1 cu tensiune sub 198 V (tabelul 2. a.). Întrucît tronsonul 32—36 este monofazat, se propune trifazarea lui.

Pierderi totale de putere: 2893 kW, reprezentînd 4,87%.

Rezultatele aplicării trifazării sînt publicate în tabelul 2. b. Subrețeaua funcționează la tensiuni corespunzătoare, pierderile de putere au scăzut la 2,48 kW, 4,19%.

Concluzia practică: se propune trifazarea tronsonului 32—36.

(Articol intrat în redacție la 12 februarie 1976)

Influența cuptoarelor electrice cu arc asupra rețelelor de distribuție

Dr. ing. **D. Comșa** și ing. **S. Darie***)

Cuptoarele electrice cu arc reprezintă importanți consumatori de energie electrică din cadrul întreprinderilor industriale și totodată principalele elemente care provoacă variații importante ale tensiunii și regimuri nesimetrice în rețeaua de alimentare.

1. Determinarea parametrilor schemei electrice a cuptoarelor electrice cu arc. Caracteristicile de funcționare

Parametrii schemei echivalente a cuptoarelor electrice cu arc se pot determina prin mai multe metode, dintre care se menționează :

a) prin calcul (metodă generală, pentru orice tip de rețea scurtă) ;

b) prin încercări în scurtcircuit asupra cuptorului.

După gradul de nesimetrie, $\varepsilon\%$ al cuptorului $\left(\varepsilon\% = \frac{U_{max} - U_{min}}{U_{med}} \cdot 100\right)$, încercările în scurtcircuit pot fi :

— scurtcircuit trifazat la electrozi cu efectuarea măsurătorilor pe partea de înaltă sau joasă tensiune ; încercarea se recomandă pentru cazul în care nesimetria $\varepsilon\%$ este mică ;

— scurtcircuit bifazat ; încercarea se recomandă pentru cazul în care nesimetria este mare.

În figura 1 este reprezentată schema electrică echivalentă a unui cuptor cu arc, în care :

x_b este reactanța bobinei de reactanță ;
R'_T — rezistența transformatorului cuptorului ;
x'_T — reactanța transformatorului cuptorului ;
$x'_{rs}R'_{rs}$ — reactanța, respectiv rezistența rețelei scurte a cuptorului ;
R' — rezistența arcului electric.

Parametrii sînt raportați la primarul transformatorului de alimentare.

În cazul de față s-a efectuat o încercare de scurtcircuit trifazat, iar măsurătorile s-au efectuat pe partea de înaltă tensiune. În acest caz se măsoară : P_{sc} — puterea totală de scurtcircuit, I — curenții pe faze, U — tensiunea de alimentare de fază și U_l — de linie, pe partea de înaltă tensiune, V_c — tensiunea pe faza cuptorului.

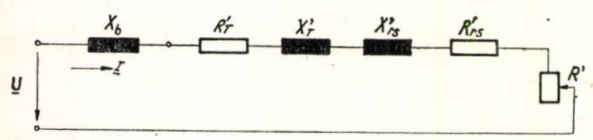


Fig.1. Schema electrică echivalentă a cuptorului cu arc, raportată la primar.

Măsurătorile se fac după topirea metalului. În cazul în care măsurătorile se efectuează în faza de topire apar curenți nesimetrici.

Parametrii schemei echivalente se calculează după cum urmează (parametrii sînt raportați la primarul transformatorului de alimentare)

$$R = \frac{P_{sc}}{3I^2}, \qquad 1()$$

unde $R = R'_T + R'_{rs}$ este rezistența totală a circuitului echivalent din figura 1, la încercarea în scurtcircuit ($R' = 0$).

$$R'_T = \frac{\Delta P_{cun} \cdot U_1^2}{10^3 \cdot S_{nT}^2}, \qquad (2)$$

în care

ΔP_{cun} sînt pierderile în cupru ale transformatorului ;
S_{nT} — puterea nominală a transformatorului.

$$Z = \frac{U_l}{\sqrt{3}\, I} \qquad (3)$$

în care

Z este impedanța circuitului echivalent al cuptorului în regim de scurtcircuit ;

$$x = \sqrt{Z^2 - R^2} \qquad (4)$$

cu

$$x = x_b + x'_T + x'_{rs} \qquad (5)$$

și

$$x'_T = \frac{\Delta U_{sc}\% \cdot U_1^2}{100\, S_{nT}}, \qquad (6)$$

$\Delta U_{sc}\%$ fiind tensiunea de scurtcircuit a transformatorului.

$$x_b = \frac{\Delta U_b}{I}, \qquad (7)$$

în care ΔU_b este căderea de tensiune pe bobină.

Regimul de funcționare a cuptorului cu arc este caracterizat de tensiunea și curentul primar al transformatorului cuptorului, reactanța și rezistența circuitului cuptorului. Rezistența arcului electric R' (fig. 1) este variabilă între zero și infinit ; ea exprimă comportarea arcului electric în diferite regimuri de funcționare : la scurtcircuitul electrozilor cu șarja va avea valoarea zero ($R' = 0$), iar la stingerea arcului electric, valoarea infinită ($R' = \infty$).

* Dr. ing. Dan Comșa este conferențiar la Institutul politehnic Cluj-Napoca, Facultatea de electrotehnică ; dr. ing. Silviu Darie este șef de lucrări la Institutul politehnic Cluj-Napoca, Facultatea de electrotehnică.

Dacă parametrii schemei echivalente sînt constanți, datorită rezistenței R' variabile a arcului electric, locul geometric al fazorului curentului cuptorului [1]

$$I = \frac{U}{\sqrt{(R + R')^2 + x^2}} \tag{8}$$

va fi un cerc (fig. 2 *a*), avînd diametrul egal cu curentul de scurtcircuit ideal ($R = 0$, $R' = 0$).

$$I_{sc\,id} = \frac{U_l}{\sqrt{3}\,x}$$

Segmentele cuprinse între arcul de cerc și axa OA caracterizează mărimile puterilor active pentru orice valoare a curentului, adică puterea totală pe fază absorbită de cuptor :

$$P = UI \cos \varphi. \tag{9}$$

Puterea pierdută în elementele schemei de alimentare

$$P_1 = RI^2 \tag{10}$$

și puterea dezvoltată în arc

$$P_2 = P - P_1 = R'I^2 \tag{11}$$

Randamentul electric al cuptorului este :

$$\eta_e = \frac{P_2}{P} = \frac{R'}{R + R'}, \tag{12}$$

iar factorul de putere

$$\cos \varphi = \frac{P}{UI} = \sqrt{1 - \left(\frac{xI}{U}\right)^2}$$

Cu ajutorul diagramei circulare, se pot trasa caracteristicile de funcționare a cuptorului (fig. 2 *b*). Funcționarea cuptorului se recomandă în zona în care randamentul total η și puterea totală absorbită P sînt maxime (zona hașurată din figura 2 *b*).

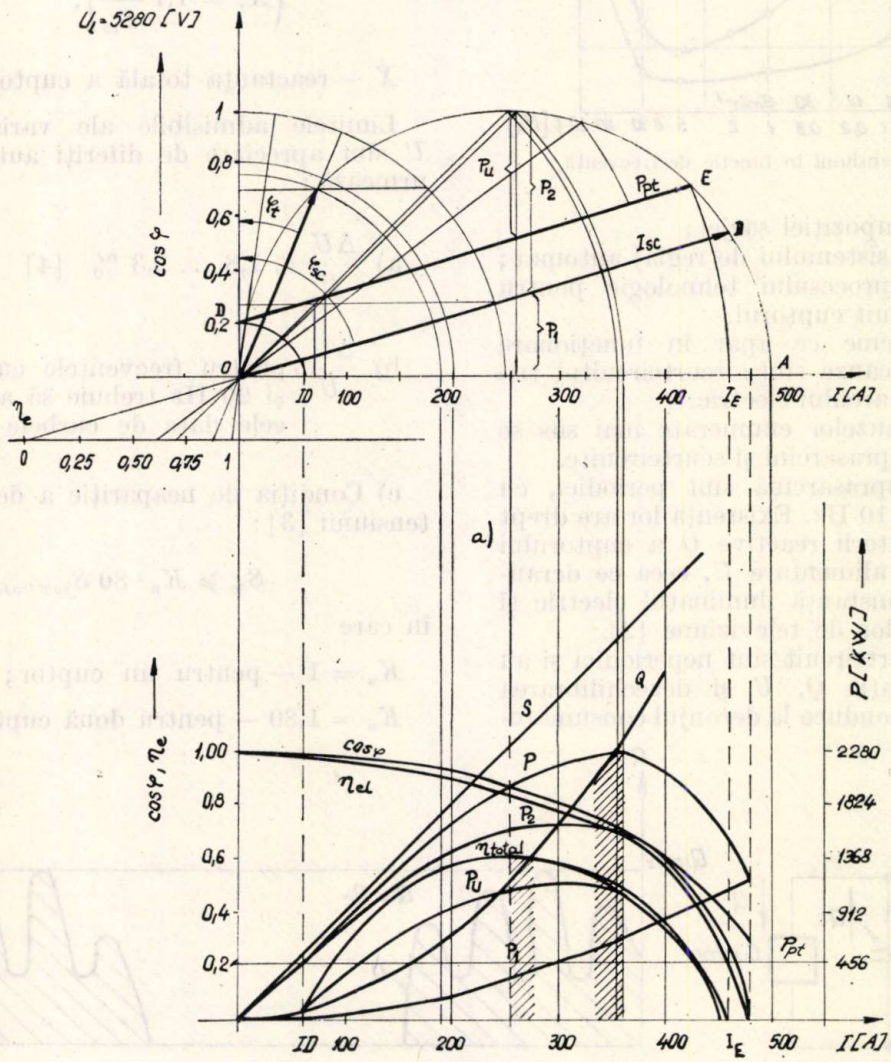


Fig. 2 : *a* — diagrama circulară a cuptorului ; *b* — caracteristicile de funcționare a cuptorului.

2. Efectele cuptoarelor electrice cu arc asupra reţelei de alimentare

Cauzele efectelor sînt :

Arcul electric din cuptoare arde instabil datorită :

— surpării încărcăturii în timpul topirii ;

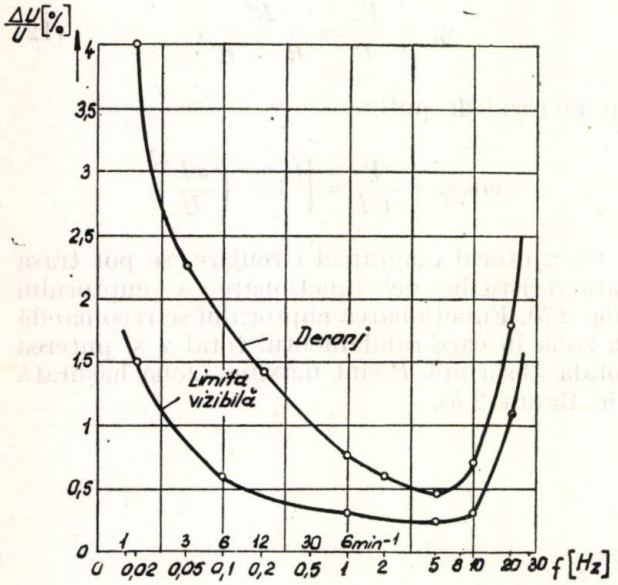


Fig.3. Variaţia tensiunii în funcţie de frecvenţă.

— variaţiei compoziţiei şarjei ;

— funcţionării sistemului de reglaj automat ;

— modificării procesului tehnologic pentru care a fost construit cuptorul.

Situaţiile extreme ce apar în funcţionare datorită acestor cauze sînt : scurtcircuitul trifazat şi stingerea arcului electric.

Consecinţele cauzelor enumerate mai sus se pot clasifica în suprasarcini şi scurtcircuite.

Curenţii de suprasarcină sînt periodici, cu frecvenţa de 1...10 Hz. Existenţa lor are drept efect variaţia puterii reactive Q a cuptorului şi a tensiunii de alimentare U, ceea ce deranjează în ultimă instanţă iluminatul electric şi recepţia emisiunilor de televiziune [2].

Curenţii de scurtcircuit sînt neperiodici şi au drept efect variaţia Q, U şi dezechilibrarea fazelor, ceea ce conduce la deranjul consumatorilor de faţă în special, al proceselor tehnologice, apariţia de curenţi armonici datorită armonicilor de tensiune.

Variaţia maximă a tensiunii este :

$$\frac{\Delta U}{U_1} = \frac{Q_{max}}{S_{sc}} = \frac{X}{X_r + X} \qquad (13)$$

în care

U_1 este tensiunea de linie la barele de înaltă tensiune ale cuptorului ;

Q_{max} — puterea reactivă maximă absorbită de cuptor $\left(\varphi = \frac{\pi}{2}\ Q_{max} = \sqrt{3}\ U_1 I\right)$;

X_r — reactanţa reţelei de alimentare $\left(X_r = 1{,}1 \frac{U_1^2}{S_{sc}}\right)$;

X — reactanţa totală a cuptorului.

Limitele admisibile ale variaţiei tensiunii U sînt apreciate de diferiţi autori după cum urmează :

a) $\frac{\Delta U}{U} \leqslant 1{,}8 \ldots 2{,}3\ \%$ [4]

b) $\frac{\Delta U}{U}$, pentru frecvenţele cuprinse între 1 şi 20 Hz trebuie să aibă valori sub cele date de curbele din figura 3.

c) Condiţia de neapariţie a deranjamentului tensiunii [3] :

$$S_{sc} \geqslant K_n \cdot 80\ S_{nom\ trafo},$$

în care

$K_n = 1$ — pentru un cuptor ;

$K_n = 1{,}80$ — pentru două cuptoare.

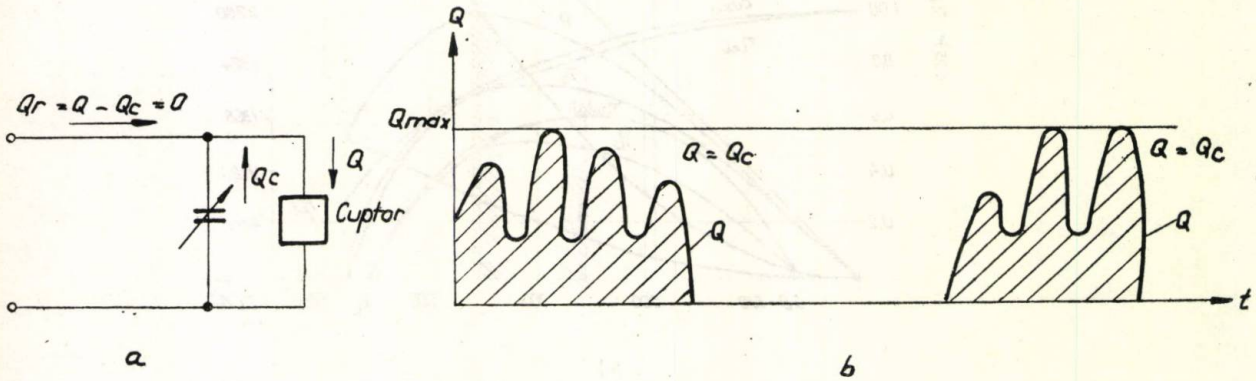


Fig. 4. Compensarea directă a puterii reactive.

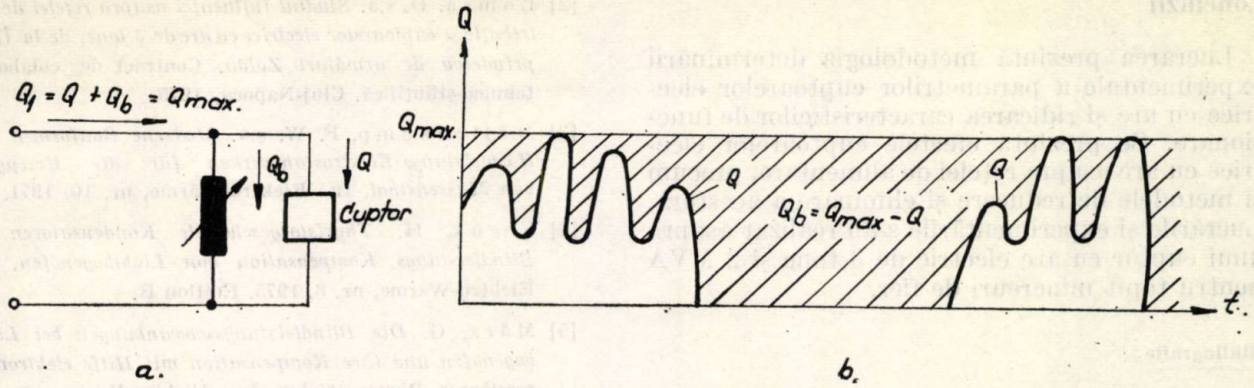


Fig. 5. Compensarea indirectă a puterii reactive.

3. Instalaţiile electrice de compensare a puterii reactive variabile şi stabilizarea tensiunii cuptoarelor cu arc electric

Din relaţia (13) rezultă că pentru a reduce variaţiile de tensiune provocate de funcţionarea cuptoarelor electrice se impune :

a) conectarea cuptorului la un punct de impedanţă mai redusă a reţelei (X_r foarte redus sau S_{sc} mare) ;

b) mărirea reactanţei bobinei, X_b.

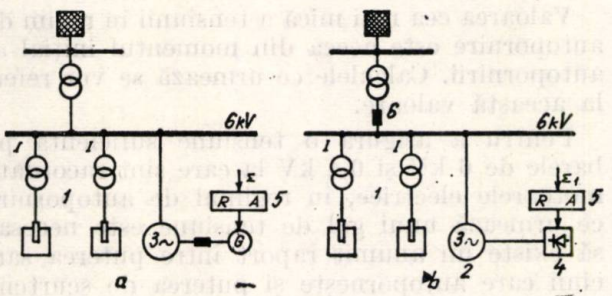


Fig. 6. Compensarea puterii reactive cu ajutorul compensatorului sincron.

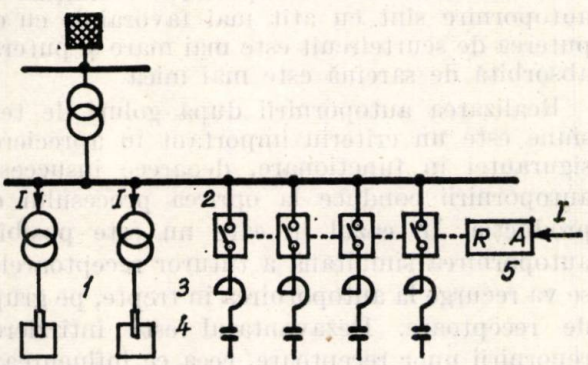


Fig. 7. Condensatoare comandate cu contactoare mecanice.

În cazul în care aceste două recomandări sînt insuficiente, se impune compensarea locală a puterii reactive.

Compensarea directă se realizează cu compensatorul sincron sau cu condensatoare comandate cu contactoare mecanice sau cu tiristoare, care furnizează puterea reactivă variabilă cerută de cuptor (fig. 4).

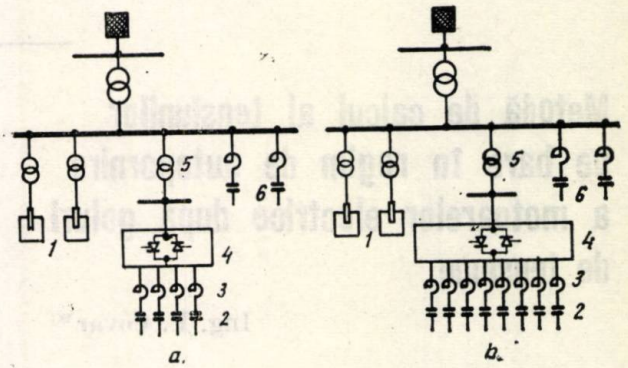


Fig.8. Condensatoare comandate cu tiristoare.

Compensarea indirectă se realizează cu bobine comandate cu tiristoare (fig. 5), care elimină variaţiile puterii reactive cerute de cuptor, însă necesită în plus şi o baterie de condensatoare fixă pentru compensarea factorului de putere redus.

Compensatorul sincron poate fi excitat cu un generator de curent continuu (fig. 6, *a*) sau un redresor comandat (fig. 6, *b*).

Condensatoare comandate cu contactoare mecanice (fig. 7). Deoarece intervalul de timp pentru conectarea succesivă a două trepte ale bateriei de condensatoare este de ordinul a 5 secunde, pentru a se evita fenomenul de pompaj al regulatorului automat *5*, condensatoarele comandate cu contactoare mecanice se utilizează pentru compensarea puterii reactive ce variază lent. Condensatoarele se grupează în filtre cu absorbţie (condensator în serie cu o bobină), acordate pe frecvenţele de rezonanţă — sistem de alimentare–condensatoare, pentru care există armonici ale curentului cuptorului cu arc.

Condensatoarele comandate cu tiristoare (fig. 8) permit compensarea variaţiilor rapide ale puterii reactive. Comanda se realizează cu întreruptoare comandate cu tiristoare, *4*, semi sau total comandate (fig. 8, *a* şi *b*). Compensarea factorului de putere este realizată cu o baterie fixă de condensatoare, 6, montată ca filtru cu absorbţie. Timpul mort al instalaţiei este de 10—20 ms la frecvenţa de 50 Hz.

Concluzii

Lucrarea prezintă metodologia determinării experimentale a parametrilor cuptoarelor electrice cu arc și ridicarea caracteristicilor de funcționare. Se prezintă efectele cuptoarelor electrice cu arc asupra rețelei de alimentare, precum și metodele de reducere și eliminare a acestora. Lucrările și experimentările s-au realizat asupra unui cuptor cu arc electric de 3 tone și 2 MVA pentru topit minereuri de fier.

Bibliografie

[1] Comșa, D. *Utilizări ale energiei electrice*. Editura didactică și pedagogică, București, 1973.

[2] Comșa, D. ș.a. *Studiul influenței asupra rețelei de distribuție a cuptoarelor electrice cu arc de 3 tone, de la Întreprinderea de armături Zalău*. Contract de colaborare tehnico-științifică. Cluj-Napoca, 1975.

[3] Möllenkamp, F. W. ș.a. *Moderne Bauformen von Hochleistungs-Elektrostahlwerken für die Erzeugung von Massensthal*. În: Elektro-Wärme, nr. 10, 1971.

[4] Frank, H. *Thyristorgeschaltete Kondensatoren zur Blindleistungs Kompensation von Lichtbogenöfen*. În: Elektro-Wärme, nr. 6, 1975. Edition B.

[5] März, G. *Die Blindleistungsschwankungen bei Lichtbogenöfen und ihre Kompensation mit Hilfe elektronisch regelbarer Phasenschieber*. În: Elektro-Wärme, nr. B_1, 1972.

(Articol intrat în redacție la 3 martie 1976)

Metodă de calcul al tensiunilor pe bare în regim de autopornire a motoarelor electrice după goluri de tensiune

Ing. **E. Covar** *)

1. Generalități

Autopornirea motoarelor electrice după întreruperi de scurtă durată în alimentare (goluri de tensiune) este o condiție necesară pentru menținerea în funcțiune a procesului tehnologic. Se evită astfel daunele consecutive opririi, repornirii și atingerii parametrilor tehnologici dinaintea apariției golului de tensiune.

Realizarea autopornirii motoarelor electrice după un gol de tensiune necesită studierea cel puțin a următoarelor aspecte :

a) Variația tensiunilor pe barele de alimentare în regim de autopornire.

b) Caracteristicile electromecanice ale agregatelor motor — utilaj antrenat și variația turației în timpul golului de tensiune și după aceea ; uneori, datorită cuplului rezistent mare și invariabil cu turația (de exemplu, la compresoarele cu piston), autopornirea devine imposibilă dacă turația motorului a scăzut sub o anumită limită [3].

c) Influența variației turației motoarelor asupra procesului tehnologic și eliminarea unor eventuale incompatibilități prin modificări ale instalației tehnologice.

d) Posibilitățile de a reduce scăderea tensiunii pe bare și durata golurilor de tensiune (în special prin accelerarea protecțiilor prin relee și a automatizărilor energetice — AAR, RAR, DAS etc.).

* Eugen Covar este inginer la Institutul pentru proiectări uzine chimice (I.P.U.C.).

În articolul de față se vor analiza numai aspecte legate de variația tensiunilor pe bare în regimul de autopornire după un gol de tensiune. Aceasta presupune că s-au luat toate măsurile pentru conectarea la bare a motoarelor electrice care antrenează utilaje tehnologice, după revenirea tensiunii pe bare [1], [2].

Valoarea cea mai mică a tensiunii în regim de autopornire este aceea din momentul inițial al autopornirii. Calculele ce urmează se vor referi la această valoare.

Pentru a asigura o tensiune suficientă pe barele de 6 kV și 0,4 kV la care sînt racordate motoarele electrice, în regimul de autopornire ce urmează unui gol de tensiune este necesar să existe un anumit raport între puterea sarcinii care autoporneşte și puterea de scurtcircuit pe bara la care este conectată sarcina. Puterea de scurtcircuit trebuie considerată aceea din momentul autopornirii. Condițiile de autopornire sînt cu atît mai favorabile cu cît puterea de scurtcircuit este mai mare și puterea absorbită de sarcină este mai mică.

Realizarea autopornirii după goluri de tensiune este un criteriu important în aprecierea siguranței în funcționare, deoarece insuccesul autopornirii conduce la oprirea procesului de producție. În cazul în care nu este posibilă autopornirea simultană a tuturor receptoarelor se va recurge la autopornirea în trepte, pe grupe de receptoare. Dezavantajul este întîrzierea repornirii unor receptoare, ceea ce influențează negativ regimul tranzitoriu pe care îl parcurge procesul tehnologic după un gol de tensiune. În cazul în care receptoarele tehnologice se condiționează reciproc în cadrul unui lanț tehnologic, este necesară autopornirea simultană a tuturor receptoarelor. De aceea autopornirea simultană a tuturor receptoarelor este totdeauna de dorit, dar aceasta necesită un calcul mai precis al căderilor de tensiune.

2. Calculul căderii de tensiune

În cele ce urmează se va determina raportul ce trebuie să existe între puterea de scurtcircuit pe o bară și puterea sarcinii racordate la bara respectivă, care autoporneşte după un gol de tensiune, pentru a asigura succesul autopornirii (fig. 1). Căderea de tensiune $\Delta\underline{U}_p$, în

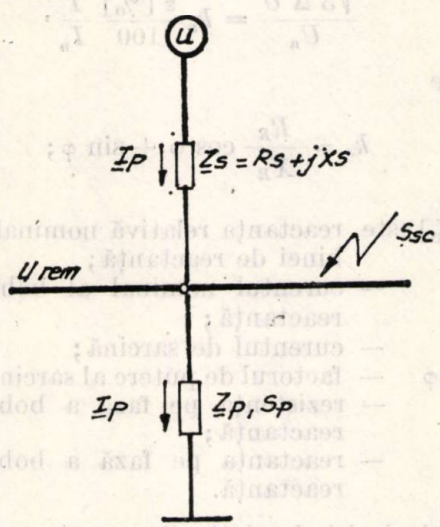
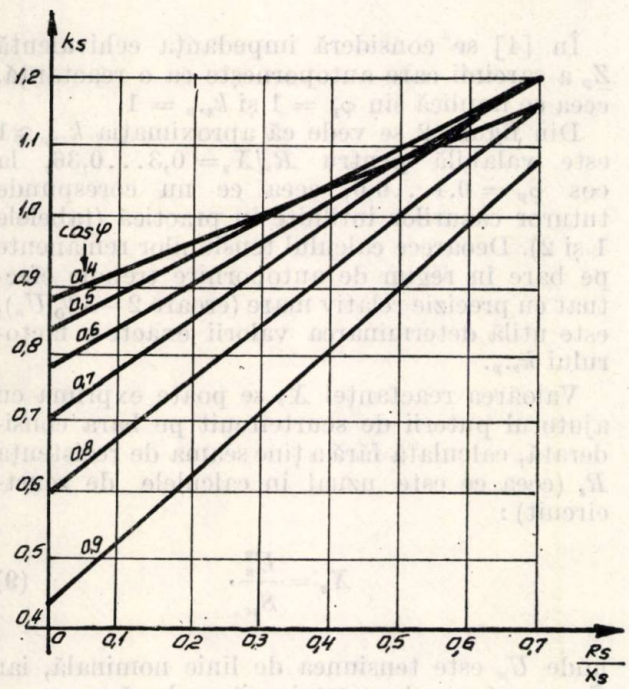


Fig. 1

momentul inițial al autopornirii (adică la sfîrșitul golului de tensiune, cînd tensiunea sursei revine la valoarea normală), rezultă din circulația curentului de pornire $\underline{I}_p$ prin impedanța echivalentă a sursei $\underline{Z}_s$, pînă la bara de alimentare a sarcinii care autoporneşte (S_p, $\underline{Z}_p$).

În general, circulația curentului $\underline{I}$ prin impedanța $\underline{Z}_s$ conduce la o tensiune remanentă



2

$\underline{U}_{rem}$, respectiv o cădere de tensiune $\Delta\underline{U}$ dată de relația :

$$\underline{U} - \underline{U}_{rem} = \Delta\underline{U} = \underline{Z}_s \cdot \underline{I} \qquad (1)$$

sau

$$\Delta\underline{U} = R_s I_a + X_s I_r + j(X_s I_a - R_s I_r),$$

unde I_a, I_r sînt componentele activă și reactivă ale curentului I, iar $\underline{U}$, $\underline{U}_{rem}$ și ΔU sînt tensiuni pe fază.

Mărimea care interesează este :

$$\Delta' U = |U| - |\underline{U}_{rem}| \cong R_s I_a + X_s I_r. \qquad (2)$$

Aproximația este satisfăcătoare, avînd o eroare sub 1% U_n pentru cazurile practice de autopornire.

Se mai poate scrie :

$$\Delta' U = R_s \cdot I \cdot \cos\varphi + X_s \cdot I \sin\varphi$$

sau

$$\Delta' U = k_s X_s I, \qquad (3)$$

în care

$$k_s = \frac{R_s}{X_s}\cos\varphi + \sin\varphi\,;\; I_a = I\cos\varphi\,;\; I_r = I\sin\varphi \qquad (4)$$

Variația coeficientului k_s este dată în figura 2.

Relația (3) servește la calculul căderilor de tensiune atît în regim de pornire cît și în regim normal de funcționare.

Relația (3) se poate particulariza pentru transformatoare și bobine de reactanță astfel :

— *Pentru transformatoare*, relația (3) devine :

$$\frac{\sqrt{3}\,\Delta' U}{U_n} = k_s \frac{S}{S_n}\sqrt{u_{sc}^2 - \left(\frac{P_{sc}}{S_n}\right)^2}, \qquad (5)$$

unde

$$k_s = \frac{R_T}{X_T}\cos\varphi + \sin\varphi\,;\; S = \sqrt{3}\,U_n I$$

$$R_T = \frac{P_{sc}\,U_n^2}{S_n^2}\,;\; Z_T = \frac{u_{sc}\,U_n^2}{S_n}\,;\; X_T = \sqrt{Z_T^2 - R_T^2} = \frac{U_n^2}{S_n^2}\sqrt{(u_{sc}\,S_n)^2 - P_{sc}^2}$$

$$\frac{R_T}{X_T} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{u_{sc}\,S_n}{P_{sc}}\right)^2 - 1}} \qquad (6)$$

S-au utilizat notaţiile :

U_n — tensiunea nominală a transformatorului (între faze);

S_n — puterea nominală a transformatorului;

u_{sc} — tensiunea de scurtcircuit;

R_T — rezistenţa echivalentă pe fază a transformatorului;

X_T — reactanţa echivalentă pe fază a transformatorului;

Z_T — impedanţa echivalentă pe fază a transformatorului;

P_{sc} — pierderile active în scurtcircuit ale transformatorului;

I — curentul de sarcină;

φ — defazajul curentului de sarcină faţă de tensiunea de la bornele dinspre sarcină ale transformatorului; practic, pentru cos φ se consideră factorul de putere al sarcinii (motoarelor) consumatorului, ceea ce reprezintă o aproximaţie bună, întrucît impedanţele motoarelor sînt mari în raport cu impedanţele cablurilor prin care sînt alimentate.

În tabelul 1 sînt date valorile raportului R_T/X_T pentru transformatoare de 6/0,4 kV de fabricaţie internă [5], iar în tabelul 2 valorile raportului R_T/X_T pentru cîteva transformatoare coborîtoare de 110/6,6 kV [5] utilizate frecvent în combinate chimice.

Tabelul 1

Transformatoare de 6/0,4 kV

S_n, kVA	100	160	250	400	630	1000	1600
u_{sc}	0,04	0,04	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06
R_T/X_T	1,0	0,72	0,36	0,30	0,32	0,23	0,22

Tabelul 2

Transformatoare de 110/6,6 kV

S_n, MVA	25	40	63
u_{sc}	0,11	0,12	0,12
R_T/X_T	0,047	0,038	0,032

În [4] se consideră $k_s = \sin \varphi$, ceea ce înseamnă $R_T = 0$; deci transformatorul este considerat numai ca reactanţă în schema echivalentă. Această aproximaţie este optimistă, conducînd la valori mai mici ale căderilor de tensiune, şi poate fi acceptată numai pentru transformatoare cu puteri nominale şi tensiuni de scurtcircuit mari. Pentru transformatoarele de 6/0,4 kV eroarea este de 40—100% în regim normal (cos $\varphi = 0{,}8—0{,}9$) şi de 10—15% în regim de autopornire (cos $\varphi = 0{,}4—0{,}5$). Aceasta impune calculul factorului k_s pentru fiecare transformator.

— *Pentru bobine de reactanţă*, căderea de tensiune relativă este dată de relaţia :

$$\frac{\sqrt{3}\,\Delta' U}{U_n} = k_s \frac{\varepsilon\,[\%]}{100} \frac{I}{I_n}, \qquad (7)$$

în care

$$k_s = \frac{R_R}{X_R} \cos \varphi + \sin \varphi;$$

$\varepsilon[\%]$ este reactanţa relativă nominală a bobinei de reactanţă;

I_n — curentul nominal al bobinei de reactanţă;

I — curentul de sarcină;

cos φ — factorul de putere al sarcinii;

R_R — rezistenţa pe fază a bobinei de reactanţă;

X_R — reactanţa pe fază a bobinei de reactanţă.

Particularizînd relaţia (3) pentru momentul iniţial al autopornirii (indicele p indică valorile mărimilor respective în acest moment), se obţine :

$$\Delta' U_p = k_{s\cdot p} X_s I_p, \qquad (8)$$

în care $k_{s\cdot p} = \frac{R_s}{X_s} \cos \varphi_p + \sin \varphi_p$ şi

$$\cos \varphi_p = 0{,}4 \ldots 0{,}6 \quad [4].$$

În [4] se consideră impedanţa echivalentă Z_p a sarcinii care autoporneşte ca o reactanţă, ceea ce implică $\sin \varphi_p = 1$ şi $k_{s\cdot p} = 1$.

Din figura 2 se vede că aproximaţia $k_{s\cdot p} \cong 1$ este valabilă pentru $R_s/X_s = 0{,}3 \ldots 0{,}36$, la cos $\varphi_p = 0{,}4 \ldots 0{,}6$, ceea ce nu corespunde tuturor cazurilor întîlnite în practică (tabelele 1 şi 2). Deoarece calculul tensiunilor remanente pe bare în regim de autopornire trebuie efectuat cu precizie relativ mare (eroare 2—3% U_n), este utilă determinarea valorii exacte a factorului $k_{s\cdot p}$.

Valoarea reactanţei X_s se poate exprima cu ajutorul puterii de scurtcircuit pe bara considerată, calculată fără a ţine seama de rezistenţa R_s (ceea ce este uzual în calculele de scurtcircuit) :

$$X_s = \frac{U_n^2}{S_{sc}}, \qquad (9)$$

unde U_n este tensiunea de linie nominală, iar S_{sc} — puterea de scurtcircuit pe bară.

Rezultă :

$$\frac{\sqrt{3}\,\Delta' U_p}{U_n} = \frac{k_{sp} S_p}{S_{sc}}, \qquad (10)$$

în care S_p este puterea absorbită în momentul inițial al autopornirii.

Mărimea $S_p = \sqrt{3}\, U_n I_p$ este o mărime de calcul fictivă (ca și S_{sc}), deoarece tensiunea în momentul inițial al autopornirii este mai mică decît U_n (0,7—0,8 U_n). Prin urmare, căderea relativă de tensiune este egală cu raportul, corectat cu factorul k_{sp}, dintre puterea de autopornire și puterea de scurtcircuit pe bara la care se conectează sarcina care autopornește. Pentru a utiliza mai ușor acest rezultat, se va stabili o relație directă între puterea de scurtcircuit S_c și puterea nominală a sarcinii $S_{n\,sarc}$, care autopornește.

Se notează coeficientul de reducere a tensiunii pe bare în momentul inițial al autopornirii :

$$k_u = \frac{U_{rem}}{U_{fn}},$$

unde U_{fn} este tensiunea nominală pe fază.

Calculul se bazează în continuare pe următoarele premise :

— Curentul de pornire al motoarelor asincrone la tensiunea nominală este $I_{pn,m} = k_{pn} \cdot I_{n,m}$; ($k_{pn} = 6$).

— La sfîrșitul golului de tensiune, turația motoarelor electrice nu a scăzut la zero, astfel că impedanța echivalentă a motorului este cu circa 20% mai mare decît cea de pornire din repaus. Rezultă un curent de pornire la tensiunea nominală

$$I'_{pn,m} = \frac{k_{pn}}{k_z} I_{n,m}; \quad (k_z = 1{,}2).$$

— Toate motoarele au același cos φ_p în momentul inițial al autopornirii, astfel că curenții și puterile aparente absorbite se adună algebric.

— Curenții de pornire se reduc, în momentele de la începutul autopornirii, proporțional cu scăderea tensiunii pe barele de alimentare.

Curentul de autopornire al unui motor va fi :

$$I_{p,m} = \frac{k_{pn} \cdot k_u}{k_z} I_{n,m},$$

unde m este indicele de ordine al motorului.

Rezultă :

$$S_{p,m} = \sqrt{3}\, U_n I_{p,m} = \frac{k_{pn} \cdot k_u}{k_z} S_{n,m},$$

în care

$S_{n,m} = \sqrt{3}\, U_n I_{n,m}$ este puterea aparentă nominală a motorului;

$S_{n.\,sarc} \cong \sum_m S_{n,m}$ (la majoritatea motoarelor cos φ_n este cuprins între 0,82 și 0,87, iar $S_{n.\,sarc}$ se calculează de regulă cu cos $\varphi = 0{,}85$ aplicat la $\sum_m P_{n,m}$; în general aproximația este bună)

$S_p \cong \sum_m S_{p,m}$ (relația este acoperitoare, deoarece $S_p \leqslant \sum_m S_{p,m}$).

Rezultă :

$$S_p \cong \frac{k_{pn} \cdot k_u}{k_z} S_{m.\,sarc}. \qquad (11)$$

În cazul în care sarcina autopornește pe aceeași cale de alimentare—aceeași sursă (de exemplu, în urma unui gol de tensiune provocat de un scurtcircuit pe o plecare de la o bară din amonte), se mai poate lua în considerare următoarea ipoteză de lucru : înainte de apariția golului de tensiune, tensiunea U în sistemul de alimentare este reglată astfel încît, la sarcina absorbită S_{abs}, tensiunea pe bară să fie U_n. Prin urmare : $|\underline{U}| = U_{fn} + \Delta' U_{abs}$, în care $\Delta' U_{abs}$ este căderea de tensiune determinată de circulația puterii absorbite, S_{abs}, prin impedanța echivalentă a sursei și se calculează cu relația(3).

$$\Delta' U_{abs} \cong k_{s\,abs} X_s I_{abs}$$

și

$$\frac{\sqrt{3}\,\Delta' U_{abs}}{U_n} \cong \frac{k_{s\,abs} S_{abs}}{S_{sc}} \qquad (12)$$

Calculul de mai sus a fost efectuat în ipoteza că sursa (sistemul de 110 kV) alimentează, în regim normal, numai sarcina S_{abs}. Această ipoteză este acoperitoare. În cazul în care sursa alimentează în regim normal și alți consumatori, scăderile de tensiune pe bara de alimentare a sarcinii care autopornește vor fi mai mici, deoarece :

— în regim normal tensiunea sursei este reglată pentru a asigura tensiunea nominală pe toate barele consumatorilor ;

— scăderile de tensiune pe barele tuturor consumatorilor alimentați de la aceeași sursă, datorite autopornirii sarcinii unuia dintre consumatori, determină reducerea curenților ab-

sorbiți de ceilalți consumatori, compensînd parțial creșterea curentului absorbit de sarcina care autopornește; o situație similară apare la pornirea unui motor electric. Scăderea maximă a tensiunii pe bara de alimentare apare la conectarea pe bara „în gol" (fără alte receptoare conectate la bară).

Din cele expuse rezultă:

$$\frac{\sqrt{3}\,(U_{fn} - U_{rem})}{U_n} = \frac{\sqrt{3}\,(\Delta' U_p - \Delta' U_{abs})}{U_n} = \frac{k_{s.p}\,S_p - k_{s.abs}\,S_{abs}}{S_{sc}}$$

Dacă sarcina autoporneşte pe sursa de rezervă la care sînt racordate receptoare, tensiunea pe bara de rezervă trebuie considerată U_n şi scăderea de tensiune $\Delta' U_p$ (bara de rezervă fără sarcină), adică:

$$\frac{\sqrt{3}\,(U_{fn} - U_{rem})}{U_n} = 1 - k_u = \frac{k_{s.p}\,S_p}{S_{sc}} = \frac{k_{s.p}\,k_{pn}\,k_u}{k_z}\,\frac{S_{n\,sarc}}{S_{sc}}. \qquad (13)$$

Acesta este cazul cel mai defavorabil.

Exemplu:

$k_u = 0{,}8$; $k_{s.p} = 1$; $k_{pn} = 6$; $k_z = 1{,}2$.

Rezultă: $\dfrac{S_{sc}}{S_{n\,sarc}} = 20.$

Se observă că scăderile de tensiune sînt cu atît mai mici cu cît raportul dintre puterea de scurtcircuit şi puterea nominală a sarcinii este mai mare.

Notînd:

$$\frac{S_{sc}}{S_{n\,sarc}} = K,$$

din (13) se obține, pentru cazul autopornirii pe sursa de rezervă:

$$1 - k_u = \frac{k_{s.p}\,k_u\,k_{pn}}{k_z}\,\frac{1}{K}.$$

De aici

$$k_u = \frac{1}{1 + \dfrac{k_{pn}\,k_{s.p}}{k_z\,K}} \qquad (14)$$

şi

$$K = \frac{k_{pn}\,k_u\,k_{s.p}}{k_z\,(1 - k_u)}. \qquad (15)$$

În funcție de cuplul rezistent al utilajelor antrenate, se aleg tensiunile minime din momentul inițial al autopornirii (respectiv scăderile maxime de tensiune), care determină cuplul motor ce trebuie să depășească cuplul rezistent. De aici rezultă raportul optim K între puterea de scurtcircuit şi puterea nominală a sarcinii care autoporneşte.

3. Influența schemei stației de transformare

Pentru exemplificare se vor analiza cîteva cazuri, considerînd pentru toate cazurile scăderea de tensiune la autopornire de $0{,}2\,U_n$ ($k_u = 0{,}8$):

— Stație de 110/6 kV cu două transformatoare de 110/6,6 kV şi 63 MVA (fig. 3):

$S_{n\,sarc} = 30$ MVA; $k_{s.p} = 0{,}9$; $k_{pn} = 6$; $k_z = 1{,}2$; $K = 18$; $S_{sc} = 540$ MVA. Se realizează frecvent stații cu $S_{sc} = 400 - 600$ MVA.

— Stații de 110/6 kV cu două transformatoare de 110/6,6 kV şi 40 MVA; $S_{n\,sarc} = 20$ MVA; aceiaşi coeficienți ca mai sus; rezultă $S_{sc} = 360$ MVA. Se realizează frecvent $S_{sc} = 250 - 400$ MVA.

— Stație de 110/6 kV cu trei transformatoare de 110/6,6 kV şi 40 MVA (fig. 4); $S_{n\,sarc} = 40$MVA;

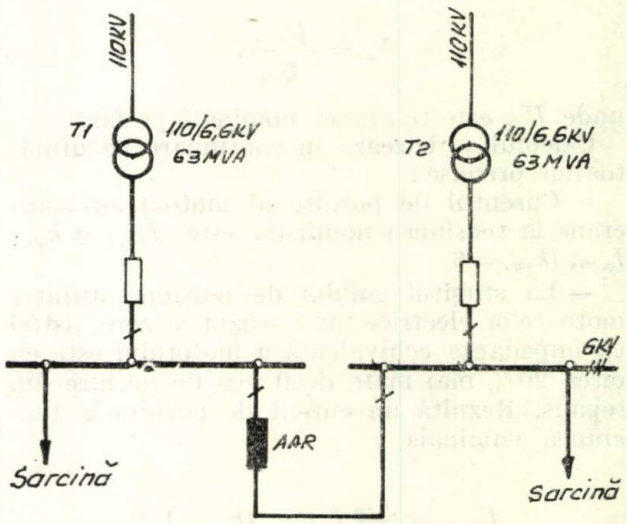


Fig. 3

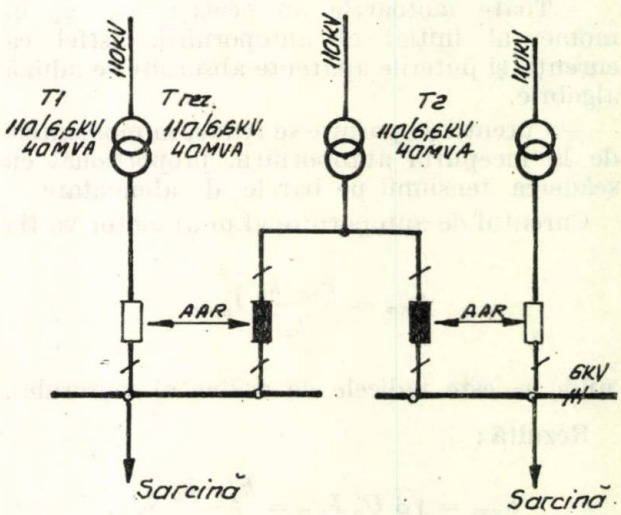


Fig. 4

S_{sc} = 720 MVA. Se realizează frecvent S_{sc} = = 250—400 MVA.

— Staţiede 110/6 kV cu trei transformatoare de 110/6,3 kV şi 63 MVA; $S_{n\,sarc}$ = 60 MVA; S_{sc} = 1080 MVA. Se realizează frecvent S_{sc} = 400 — 600 MVA.

Rezultă următoarele:

— Schema cu două transformatoare de 110/6,6 kV satisface aproape totdeauna condiţia de succes al autopornirii.

— Schema cu trei transformatoare de 110/6,6 kV nu satisface în general condiţia de succes al autopornirii. Această condiţie poate fi satisfăcută doar în cazul unor încărcări reduse ale transformatoarelor cu sarcină care autoporneşte ($S_{n\,sarc}$ mic), sau în cazul unui aport considerabil la scurtcircuit al generatoarelor consumatorului (caz foarte rar).

Un calcul sumar, care ţine seama numai de reactanţa de scurtcircuit a transformatoarelor de 110/6,6 kV, demonstrează concludent cele arătate mai sus. Condiţia de autopornire este:

$$\frac{S_{sc}}{S_{n\,sarc}} \geqslant 18;\quad S_{sc} = \frac{S_n}{U_{sc}};\quad U_{sc} = 0{,}1 - 0{,}19.$$

S_n este puterea nominală a transformatorului.

Puterea de scurtcircuit S_{sc} este calculată în ipoteza unei puteri de scurtcircuit infinite la barele de 110 kV ale transformatorului de 110/6,6 kV.

Considerînd valoarea favorabilă U_{sc} = 0,1, rezultă:

$$\frac{S_n}{S_{n\,sarc}} \geqslant 1{,}8.$$

În schema cu două transformatoare de 110/6,6 kV,

$$\frac{S_n}{S_{n\,sarc}} = 2 > 1{,}8.$$

În schema cu trei transformatoare de 110/6,6 kV,

$$S_{n\,sarc} \leqslant \frac{S_n}{1{,}8} = 0{,}56\,S_n.$$

Rezultă că transformatoarele nu trebuie încărcate cu sarcină care autoporneşte la mai mult de circa 0,6 din puterea lor nominală (U_{sc} = 0,1).

În cazul în care U_{sc} = 0,17:

$$\frac{S_n}{S_{n\,sarc}} \geqslant 3{,}05$$

sau

$$S_{n\,sarc} \leqslant 0{,}33\,S_n.$$

Prin urmare, pentru asigurarea succesului autopornirii, transformatoarele de 110/6,6 kV vor fi încărcate cu sarcină care autoporneşte la 0,33 S_n, în loc de 0,5 S_n în schema cu două transformatoare, şi la 0,33 S_n, în loc de S_n în schema cu trei transformatoare. În aceste condiţii, utilizarea schemei cu trei transformatoare nu mai este economică.

Din condiţia de succes al autopornirii rezultă şi tensiunea maximă de scurtcircuit:

$$U_{sc} \leqslant \frac{1}{18}\frac{S_n}{S_{n\,sarc}}.$$

Pentru a utiliza eficient puterea instalată în transformatoarele de 110/6,6 kV, este util ca:

— în schema cu două transformatoare şi $\frac{S_n}{S_{n\,sarc}} = 2$, să avem $U_{sc} \leqslant 11{,}1\ \%$;

— în schema cu trei sau mai multe transformatoare şi $\frac{S_n}{S_{n\,sarc}} = 1$, să avem $U_{sc} \leqslant 5{,}6\%$.

Concluzii

Pentru a asigura succesul autopornirii motoarelor electrice racordate la barele staţiilor de transformare, la funcţionarea AAR în aceste staţii sînt utile următoarele măsuri:

1. Realizarea unei valori $K = \frac{S_n}{S_{n\,sarc}} \geqslant 20...22$ pe barele de 6 kV ale staţiilor de 110/6 kV şi pe barele de 0,4 kV ale staţiilor de 6/0,4 kV. Pentru aceasta se recomandă ca încărcarea transformatoarelor cu sarcină care autoporneşte să fie limitată la următoarele valori:

$S_{n\,sarc} \leqslant (0{,}3...0{,}4)\,S_n$ pentru U_{sc}=11...17% (transformatoare de 110/6,6 kV);

$S_{n\,sarc} \leqslant (0{,}7...0{,}8)\,S_n$ pentru U_{sc} = 4...6 % (transformatoare de 6/0,4 kV).

Calcule mai exacte se pot efectua cu relaţiile (14) şi (15).

2. Dacă cea mai mare parte a motoarelor racordate autopornesc, se impune adoptarea schemelor cu două transformatoare de 110/6,6kV, încărcate fiecare la cel mult 0,5 S_n (sarcina care autoporneşte plus sarcina care este deconectată la goluri de tensiune, dar este conectată ulterior manual). Aceste scheme prezintă şi siguranţă sporită în condiţiile alimentării de la două surse independente [1], [2].

3. Deconectarea automată a receptoarelor care nu trebuie să autopornească.

4. Menţinerea în regim normal de funcţionare a unor valori de (1...1,02) U_n pe barele de 6 şi 0,4 kV. În acest sens este util reglajul tensiunii sub sarcină la transformatoarele de 110/6,6 kV. Este şi mai bine dacă acest reglaj se face automat.

5. Reducerea temporizării AAR pentru a reduce scăderea turaţiei motoarelor la sfîrşitul golului de tensiune. Se obţine o valoare mai mare pentru k_z.

6. Reducerea la minimum a timpului de alimentare a unei staţii de transformare printr-un singur transformator în loc de două (alimentarea unei secţii de bare prin cuplă). În acest caz se dublează sarcina care autoporneşte pe un transformator după un gol de tensiune.

Metoda de calcul a căderilor de tensiune în elementele unei rețele de distribuție, bazată pe relațiile (3) și (4), permite considerarea rezistențelor electrice ale elementelor de rețea și a factorului de putere al sarcinii alimentate, atît în regim normal de funcționare, cît și în regim de autopornire. În literatura de specialitate [4], în momentul inițial al autopornirii, motoarele asincrone și elementele rețelei de alimentare a acestora se consideră reactanțe, adică $R_s = 0$, $\cos \varphi_p = 0$, $k_{s.p} = 1$. Prin reducerea duratei golurilor de tensiune datorită accelerării protecției prin relee și automaticii de sistem, valoarea factorului de putere al puterii absorbite de motoarele asincrone în momentul inițial al autopornirii crește : $\cos \varphi_p = 0{,}6 \ldots 0{,}7$ (deoarece alunecarea motoarelor asincrone este sensibil mai mică decît 1 în momentul inițial al autopornirii).

Un avantaj important al metodei de calcul expuse îl reprezintă facilitarea determinării tensiunilor remanente în mai multe noduri ale unei rețele de distribuție, la care sînt racordate sarcini care autopornesc simultan. Acest caz urmează a fi analizat într-un articol ulterior.

Bibliografie

[1] Covar, E. *Mărirea siguranței în funcționare a rețelelor electrice interioare la combinate chimice cu proces tehnologic continuu.* În : Energetica, nr. 6, 1972.

[2] Covar, E. *Mărirea siguranței în funcționare a rețelelor electrice interioare ale unui combinat chimic cu proces tehnologic continuu.* Referat prezentat la al II-lea simpozion „Siguranța în funcționarea instalațiilor energetice", București, septembrie 1973.

[3] Potlog, D. M. *Condiții de însensibilizare a motoarelor asincrone la goluri de tensiune.* În : Energetica, nr. 10, 1972.

[4] Nitu, V. I. ș.a. *Instalațiile electrice ale centralelor și stațiilor.* Editura tehnică, București, 1972.

[5] Bădulescu, N. *Linii și stații electrice.* Îndrumător. Editura tehnică, București, 1967.

(Articol intrat în redacție în decembrie 1975)

Calculul stabilității macaralei-turn 50 tf×20 m la sarcini din vînt

Dr. ing. **A. Măcriș** și ing. **V. Stroia** *)

Montajul cazanelor de abur în centralele termoelectrice se realizează în mare proporție cu macarale-turn. Acest tip de macarale este cel mai variat în dotația actuală și, cu unele excepții, cazanele de abur cu debite peste 420 t/h se montează cu asemenea macarale. Macaraua cea mai frecvent utilizată și totodată cu performanțele cele mai ridicate este cea de 1000 tfm (BK—1000), care, datorită unor dimensiuni superioare celorlalte macarale-turn, pune probleme speciale de verificare a stabilității în repaus. O asemenea macara poate atinge o perioadă de utilizare de ordinul anilor în zone diferite, respectiv în condiții meteorologice variabile.

Verificarea stabilității la sarcini din vînt vizează determinarea unor viteze de vînt limită, la care macaraua își pierde stabilitatea, precum și stabilirea unor poziții favorabile ale brațului macaralei cînd condițiile meteorologice sînt nefavorabile.

Deoarece, în stare de repaus, macaraua stă numai cu brațul orizontal, calculul ia în considerare poziția cea mai defavorabilă, cînd brațul este așezat perpendicular pe calea de rulare (pe două fire duble), iar direcția vîntului este dinspre braț spre contrabraț. Poziția arătată este cea mai defavorabilă, deoarece cu brațul orizontal macaraua este dezechilibrată spre contrabraț, muchia de răsturnare este cea mai apropiată de axul de rotație, iar în cazul în care macaraua este calată la șina de rulare pe această direcție, calarea este practic inutilă, deoarece momentul de stabilitate mai crește doar cu masa unui panou c.f. (fig. 3). Calarea la șină este eficace pentru direcții perpendiculare pe cea luată în considerare, deoarece, în acest caz, pentru răsturnare ar trebui să se frîngă șina (4 șine c.f. tip 49), ceea ce este mult mai puțin probabil, mai ales că și distanța la muchia de răsturnare crește.

Prima verificare, pentru macaraua cu brațul orizontal, ia în considerare sarcinile de vînt maxime în regiunea I, după STAS 2843—72, care arată că în această situație macaraua este stabilă.

A doua verificare ia în considerare aceeași situație a macaralei și, pe baza calculelor precedente, se determină presiunea dinamică, respectiv viteza vîntului la care macaraua se răstoarnă.

Concluziile sînt sistematizate în schița și diagramele macaralei (fig. 5), care arată ce valori trebuie să aibă vîntul pentru răsturnarea macaralei. Atît presiunea cît și viteza vîntului sînt calculate pentru punctul de aplicație al rezultantei forțelor de vînt din care sînt deduse valorile pentru alte înălțimi (la 10 m de la sol și la partea superioară a turnului), considerînd o variație liniară a vîntului care nu dă erori prea mari.

Pe aceleași diagrame sînt înscrise și valorile vitezei vîntului, în km/h.

În grupa a 2-a, verificările sînt făcute pentru situația anormală cînd macaraua este supusă

* Dr. ing. Anatol Măcriș este director tehnic al Trustului Energomontaj; V. Stroia este inginer principal II la Trustul Energomontaj.

pe aceeași direcție acțiunii vîntului, însă brațul este înclinat în poziția maximă, spre deosebire de cazul precedent, cînd macaraua are o bună stabilitate la sarcinile din vînt maxime din regiunea I. În această situație, macaraua nu mai are stabilitate, deoarece prin înclinarea brațului, rezultanta masei proprii se apropie de muchia de răsturnare, iar suprafața expusă vîntului și viteza vîntului cresc mult cu altitudinea. Din valorile obținute, ca și în varianta precedentă, se calculează presiunea și viteza de vînt limită la care macaraua fără sarcină, cu brațul înclinat își pierde stabilitatea.

Toate rezultatele sînt înscrise în diagrama din figura 6 și sînt calculate indirect, admițînd o variație liniară a presiunii dinamice a vîntului.

Nu pot fi luate în calcul alte cauze care pot interveni la pierderea stabilității, ca:

— denivelările căilor de rulare și elasticitatea terenului, care sînt amplasate pe mediu elastic (pămînt);

— jocul turnului în articulație (portal);

— săgeata turnului datorită momentului neechilibrat spre contrabraț. Așa cum se observă (vezi pct. 1 și 2), momentul neechilibrat are o valoare de 227 tfm pentru macaraua cu brațul orizontal și de 592 tfm pentru macaraua cu brațul înclinat la maximum cu verticala. Această dezechilibrare spre contrabraț schimbă echilibrul ansamblului forțelor prin variația distanțelor, însă modificările sînt mai importante numai pentru sarcinile superioare (braț, contrabraț și contragreutate braț), sarcinile importante fiind practic neinfluențate de săgeata turnului.

Calculul macaralei-turn 50 tf × 20 m la eforturi din vînt

Macara 1000 tfm

1. Macaraua cu brațul orizontal, fără vînt, Q = 0

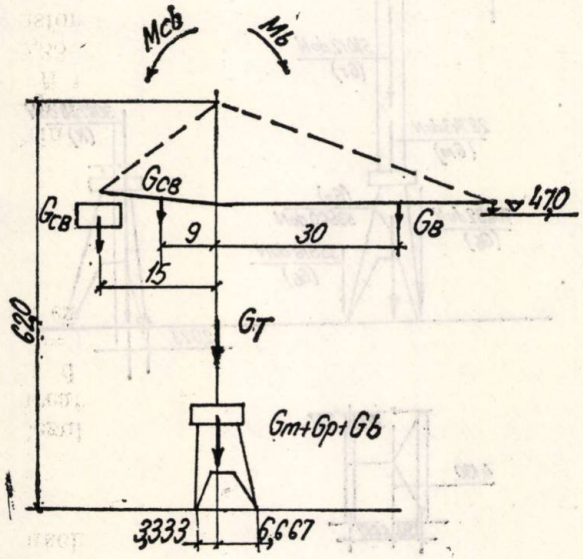


Fig. 1

Masa proprie

$M_p = 54{,}7$ portal

$M_m = 29{,}3$ t cabină cu mecan.

$M_T = 52$ t turn

$M_B = 17{,}4$ t braț

$M_{CB} = 3{,}0$ t contrabraț

$M_{CG} = 47{,}8$ t contragreutate

$M_b = 108$ t balast

$M_T = 312{,}2$ t

$G_p = 53\,660$ daN

$G_m = 28\,743$ daN

$G_T = 51\,012$ daN

$G_B = 17\,069$ daN

$G_{CB} = 2\,943$ daN

$G_{CG} = 46\,891$ daN

$G_b = 105\,948$ daN

$G = 306\,268{,}2$ daN

1.1. Momentul spre braț

$$M_b = 30 \cdot G_b = 30 \times 17\,069 = 512\,070 \text{ daN m}$$

1.2. Momentul spre contrabraț

$$M_{cb} = 15\,G_{CG} + 9\,G_{CB} = 15 \times 46\,891 + 9 \times$$

$$\times 2943 = 703\,365 + 26\,487 = 729\,852 \text{ daN m}$$

1.3. Momentul neechilibrat spre contrabraț

$$M = M_{cb} - M_b = 729\,852 - 512\,070 =$$

$$= 217\,782 \text{ daN m}$$

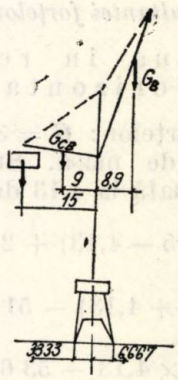


Fig. 2

2. Macaraua cu brațul înclinat la maximum, Q = 0; fără vînt

$M_{CG} = 47{,}8$ t $\quad G_{CG} = 47\,891$ daN

$M_{CB} = 3$ t $\quad G_{CB} = 2\,943$ daN

$M_B = 17{,}4$ t $\quad G_B = 17\,069$ daN

2.1. Momentul spre braţ

$$M_b = 8{,}9\,G_B = 8{,}9 \times 17\,069 = 151\,914 \text{ daNm}$$

2.2. Momentul spre contrabraţ

$M_{cb} = 729\,852$ daNm (vezi 1.2.)

2.3. Momentul neechilibrat spre contrabraţ

$$M = 729\,852 - 151\,914 = 577\,938 \text{ daNm}$$

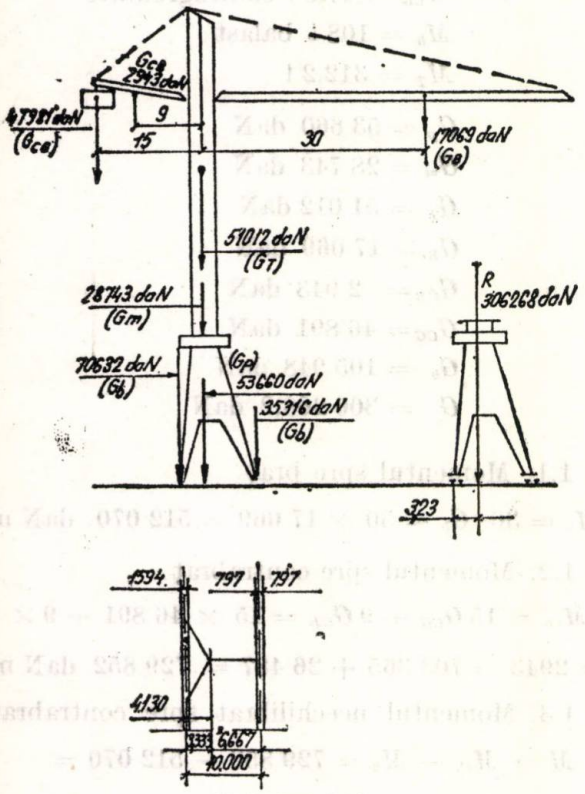


Fig. 3

3. *Poziţia rezultantei forţelor*

A. Macaraua în repaus cu braţul orizontal

3.1. Suma forţelor: $G = 306\,268$ daN

3.2. Centrul de masă. Suma momentelor faţă de şina situată la 4,13 de ax (fig 3).

$$d \cdot R = 46\,891\,(15 - 4{,}13) + 2\,943\,(9 - 4{,}13) -$$

$$- 17\,069\,(30 + 4{,}13) - 51\,012 \times 4{,}13 -$$

$$- 28\,743 \times 4{,}13 - 53\,660 \times 4{,}13 -$$

$$- 35\,316\,(6{,}667 + 4{,}13)$$

$$d \cdot R = 509\,705 + 14\,332 - 582\,564 - 210\,679 -$$

$$- 118\,708 - 221\,615 - 381\,306 = - 990\,832$$

$$d = \frac{-\,990\,832}{306\,268} = -\,3{,}235 \text{ m}$$

B. Macaraua în repaus cu braţul ridicat (fig. 4)

3.1. Centrul de masă

$$dR = 47\,891\,(15 - 4{,}13) + 2\,943\,(9 - 4{,}13) -$$

$$- 17\,069\,(8{,}9 + 4{,}13) - 51\,012 \times 4{,}13 -$$

$$- 28\,743 \times 4{,}13 - 53\,660 \times 4{,}13 -$$

$$- 35\,316\,(6{,}667 + 4{,}130)$$

$$dR = 520\,575 + 14\,332 - 222\,409 -$$

$$- 210\,679 - 118\,708 - 221\,615 -$$

$$- 381\,306 = - 619\,810$$

$$d = \frac{-\,619\,810}{306\,268} = -\,2{,}023 \text{ m}$$

Poziţia rezultantei forţelor de vînt faţă de ciuperca şinei:

$$\rho = \frac{\Sigma M}{\Sigma V} = \frac{992\,680}{24\,337} = 40{,}788 \text{ m}$$

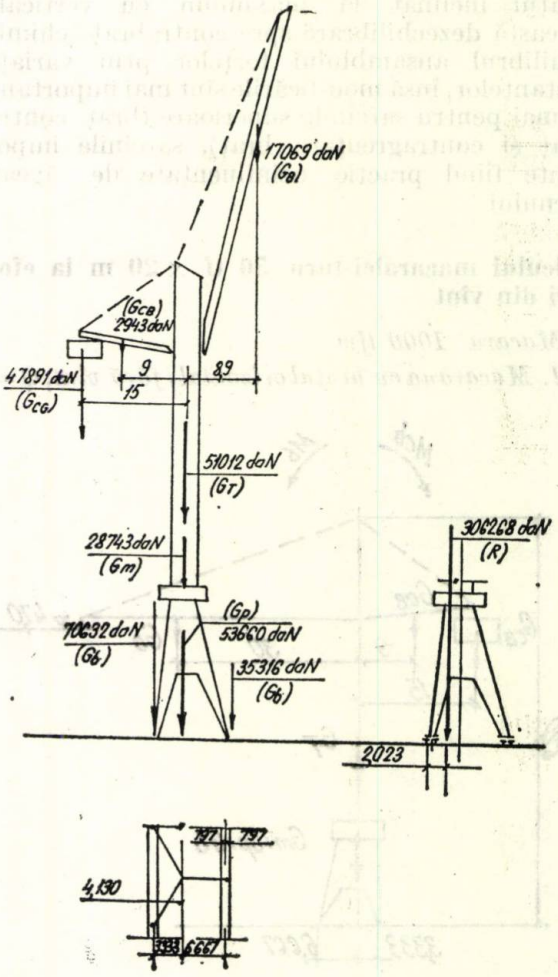


Fig. 4

Forţele şi momentele din vînt

Cu datele din figura 5 se întocmeşte tabelul 1.

Forţele şi momentele din vînt. Macaraua în repaus. Braţul orizontal *Tabelul 1*

Nr. crt.	Denumirea elementului	Av (m²)	K	qv (daN/m²)	V $Kqv\,Av$ (daN)	h (m)	M (daNm)
1	Portalul macaralei pînă la cota 10 m	40,35	1,4	50	2 844	5,80	16 500
2	Portalul macaralei peste cota 10 m	45,3	1,4	63	3 995	13,10	52 330
3	Axa de rotire	4.2	1,3	63	343	16,50	5 660
4	Cabina	18,7	1,2	63	1 413	18,00	25 430
5	Turnul sub 20 m	1,07	1,6	63	172	19,70	3 380
6	Turnul 20—30 m	13,4	1,6	72	1 543	25,00	38 580
7	Turnul 30—40 m	13,4	1,6	79	1 694	35,0	59 290
8	Turnul 40—50 m	13,4	1,6	85	1 822	45,0	81 990
9	a. braţul	3	1,6	91	1 016	50,0	50 800
	b. contragreutatea	5,3	1,2				
10	Turnul 50—60 m	13,4	1,6	91	1 951	55,0	107 300
11	Vîrful turnului	3,28	1,6	96	504	61,0	30 740
	TOTAL	174,8			17 297		509 420

Poziţia rezultantei forţelor de vînt faţă de ciuperca şinei $= \frac{M}{V} = \frac{509.420}{17.297} = 29{,}451$ m

Cu datele din figura 6 se întocmeşte tabelul 2.

Forţele şi momentele din vînt. Macaraua normală în repaus. Braţul înclinat *Tabelul 2*

Nr. crt.	Denumirea elementului	Av (m²)	K	qv daN/m²	V $KgvAv$ (daN)	h (m)	M (daNm)
1	Portalul macaralei pînă la 10 m	40,35	1,4	50	2 824	5,80	16 380
2	Portalul macaralei peste 10 m	45,3	1,4	63	3 995	13,10	52 330
3	Axa de rotire	4,2	1,3	63	344	16,50	5 670
4	Cabina	18,7	1,2	63	1 414	18,00	25 450
5	Turnul sub 20 m	1,07	1,6	63	108	19,70	2 130
6	Turnul 20—30 m	13,4	1,6	72	1 544	25,0	38 600
7	Turnul 30—40 m	13,4	1,6	79	1 694	35,0	49 290
8	Turnul 40—50 m	13,4	1,6	85	1 822	45,0	81 990
9	Contragreutatea	5,3	1,2	91	579	50,0	28 950
10	Turnul 50—60 m	13,4	1,6	91	1 951	55,0	107 300
11	Vîrful turnului	3,28	1,6	96	504	61,0	30 740
12	Braţul 50—60 m	11,3	1,6	91	1 645	55	90 990
13	Braţul 60—70 m	11,3	1,6	96	1 736	65	112 840
14	Braţul 70—80 m	11,3	1,6	100	1 808	75	135 600
15	Braţul 80—90 m	11,3	1,6	104	1 880	85	159 800
16	Braţul 90—92,5 m	2,83	1,6	108	489	91,25	44 620
	TOTAL	219,83			24 337		992 680

Poziţia rezultantei forţelor din vînt faţă de ciuperca şinei $= \frac{M}{V} = \frac{992680}{24337} = 40{,}78$ m.

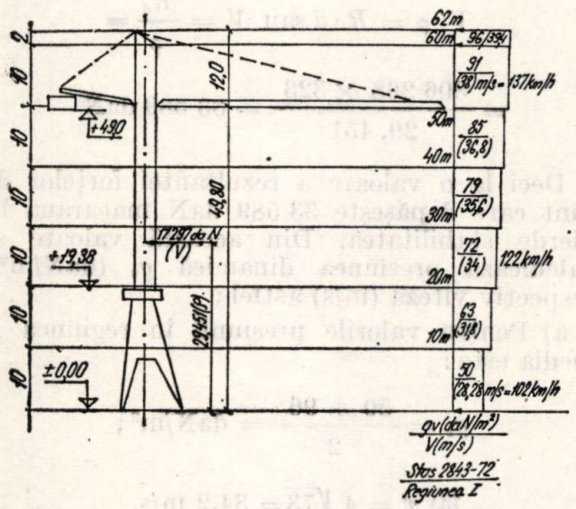


Fig. 5

4. *Verificarea stabilităţii*

4.1. Macaraua cu braţul orizontal fără sarcină

Forţa dată de vînt asupra macaralei tinde să o răstoarne spre contrabraţ, în timp ce rezultanta forţelor de masă, situată în interiorul reazemelor, o menţine în echilibru.

a) Momentul de răsturnare : (fig. 7) :

$$M_r = \rho V = 29{,}541 \times 17\,297 = 509\,420 \text{ daNm}$$

b) Momentul de stabilitate :

$$M_s = d \cdot R = 3{,}23 \times 306\,268 = 989\,245 \text{ daNm}$$

c) Coeficientul de siguranţă

$$K = \frac{M_s}{M_r} = \frac{989\,245}{509\,420} = 1{,}94.$$

Macaraua în repaus, cu brațul orizontal, în regiunea de vînt I (STAS 2843—72) este stabilă. Calculul are în vedere poziția cea mai defavorabilă, cu brațul orientat perpendicular pe

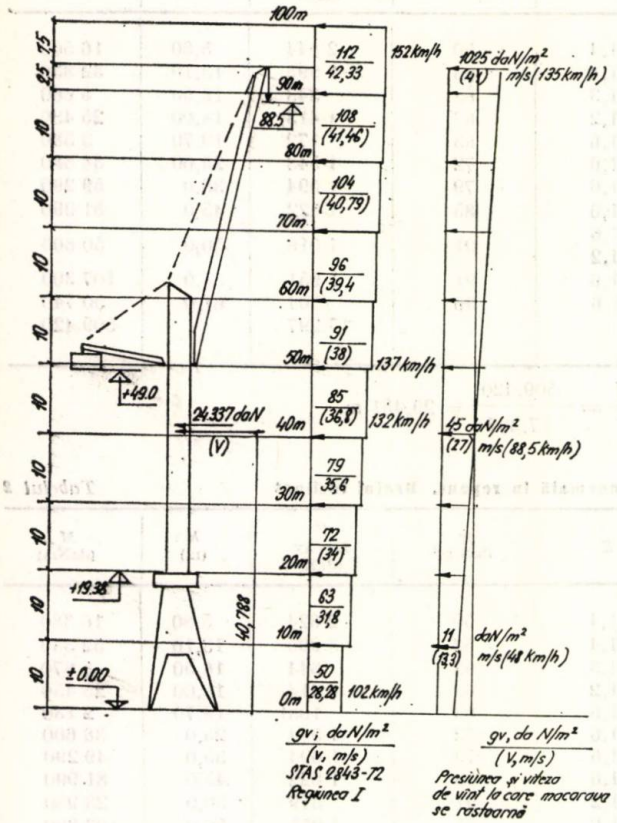


Fig. 6

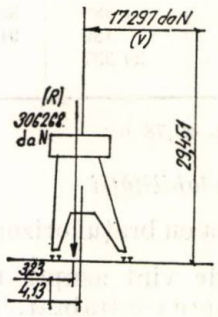


Fig. 7

calea de rulare. Vîntul tinde să o răstoarne peste muchia șinei exterioare cea mai apropiată de axul macaralei.

4.2. Macaraua cu brațul înclinat în repaus

a) Momentul de răsturnare:

$$M_r = V = 40{,}788 \times 24\,337 = 992\,680 \text{ daNm}$$

b) Momentul de stabilitate:

$$M_s = dR = 2{,}023 \times 306\,268 = 619\,580 \text{ daNm}$$

c) Coeficientul de siguranță:

$$K = \frac{M_s}{M_r} = \frac{619\,388}{992\,680} = 0{,}623.$$

La vîntul de intensitate maximă din regiunea I (viteză 28,28 m/s la 10 m de la sol), macaraua nu este stabilă dacă brațul este ridicat și vîntul bate dinspre braț către contrabraț, perpendicular pe calea de rulare.

5. *Stabilitatea macaralei la viteze de vînt superioare*

La vitezele de vînt superioare celor indicate în STAS 2843—72 pentru regiunea I (peste 28,28 m/s la înălțimea de 10 m), coeficientul de stabilitate al macaralei se schimbă în raport cu pătratul vitezei vîntului $\left(\text{vezi STAS } 2843 - 72;\ g_v = \frac{v^2}{16}\right)$.

Pentru a găsi viteza de vînt la care macaraua își pierde stabilitatea, se consideră că momentul de răsturnare trebuie să fie egal cu cel de stabilitate. Din această egalitate se calculează o presiune medie (g_v, daN/m²), respectiv o viteză medie.

5.1. Viteza medie a vîntului pentru răsturnarea macaralei

Macara fără sarcină, brațul orizontal (fig. 5)

Rezultanta forțelor din vînt care acționează asupra macaralei este situată la înălțimea de 29,451 m de la ciuperca șinei și tinde să răstoarne macaraua spre contrabraț. Se consideră că poziția rezultantei forțelor de vînt rămîne neschimbată și valoarea crește proporțional cu pătratul vitezei vîntului. Valoarea rezultantei la care macaraua își pierde stabilitatea este dată de relația:

$$V \cdot \rho = R \cdot d \text{ sau } V = \frac{R_d}{\rho} =$$

$$= \frac{306\,268 \times 323}{29,451} = 33\,589 \text{ daN}$$

Deci la o valoare a rezultantei forțelor de vînt care depășește 33 589 daN macaraua își pierde stabilitatea. Din această valoare se calculează presiunea dinamică g_v (daN/m²), respectiv viteza (m/s) astfel:

a) Pentru valorile presiunii în regiunea I, media este:

$$g_v = \frac{50 + 96}{2} = \text{daN/m}^2;$$

iar $v = 4\sqrt{73} = 34{,}2$ m/s.

b) Coeficientul rezultantei presiunilor (K) (fig. 8).

Pentru elementele macaralei de la șină la vîrful turnului, media coeficientului K este:

$$K_{med} = \frac{17,7}{12} = 1,475$$

Din egalitatea:

$$V = Kg_v A_v\,;\; g_v = \frac{V}{KA_v} = \frac{33\,589}{1,475 \times 174,8} =$$

$$= 130 \text{ daN/m}^2,$$

de unde rezultă:

$$V = 4\sqrt{g_v} = 4\sqrt{130} = 45,6 \text{ m/s}.$$

Datele comparative sînt prezentate în tabelul 3, la înălțimea de 29,451 m (punctul de aplicație al rezultantei).

Tabelul 3

	g_v (daN/m²)	V	
		m/s	km/h
Vînt în regiunea I	73	34,2	123,0
Vînt care răstoarnă macaraua	130	45,6	164

6. *Viteza medie a vîntului pentru răsturnarea macaralei*

Macaraua fără sarcină, brațul înclinat la maximum (13° cu verticala)

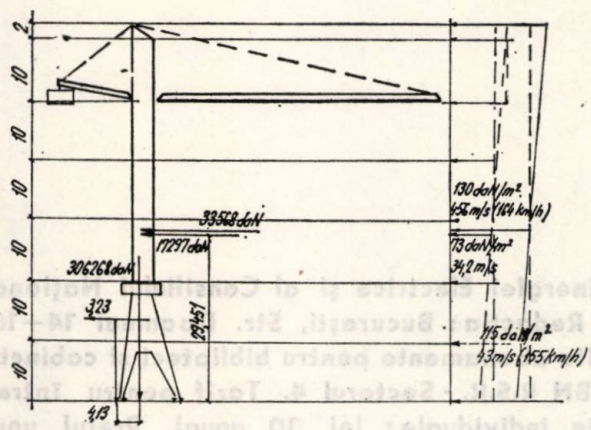


Fig. 8

Rezultanta forțelor din vînt care acționează asupra macaralei este situată la înălțimea de 40,788 m de la ciuperca șinei și tinde să răstoarne macaraua spre contrabraț. Poziția rezultantei forțelor din vînt rămîne neschimbată, iar valoarea ei variază proporțional cu pătratul vitezei. Valoarea rezultantei la care macaraua își pierde stabilitatea este dată de relația:

$$V\rho = R \cdot d \text{ sau } V = \frac{Rd}{\rho} =$$

$$= \frac{306\,268 \times 2023}{40,788} = 15\,190 \text{ daNm}$$

Deci la o valoare a rezultantei forțelor de vînt care ating 15 190 daNm macaraua își pierde stabilitatea. Din această valoare se calculează presiunea dinamică g_v (daN/m²), respectiv viteza (m/s), astfel:

a) Presiunea medie pentru vîntul admis în regiunea I:

$$g_v = \frac{50 + 112}{2} = 81 \text{ N/m}^2, \text{ iar viteza } v =$$

$$= 4\sqrt{81} + 36 \text{ m/s}$$

b) Coeficientul rezultantei presiunilor (K) (STAS 2843—72):

$$K_{med} = \frac{25,4}{16} = 1,58.$$

c) Presiunea medie și viteza la care se răstoarnă macaraua cu brațul înclinat:

$$V = Kg_v A_v\,;\; g_v = \frac{V}{KA_v} =$$

$$= \frac{15\,190}{1,58 \times 219,83} = 43,73 \text{ N/m}^2,$$

de unde rezultă:

$V = 4\sqrt{g_v} = 4\sqrt{43,73} = 26,44$ m/s la înălțimea de 40 m de la sol (punctul de aplicație al rezultantei forțelor din vînt).

d) Presiunea și viteza medie la înălțimea de 10 m și la 92,5 m

În diagrama din STAS 2843—72 se observă că vîntul are practic o variație liniară cu înăl-

țimea de la sol. Pentru înălțimile căutate se obține:

la 40,788 m $g_v = 43{,}73$ N/m²

la 10 m $g_v = X$

$$X = \frac{10}{40{,}788} \cdot 43{,}73 = 10{,}71 \text{ N/m}^2$$

$$V = 4\sqrt{10{,}79} = 13{,}09 \text{ m/s}$$

pentru 92,5 m

$$g_v = \frac{92{,}5}{40{,}788} \cdot 43{,}73 = 99{,}09 \text{ daN/m}^2$$

$$V = 4\sqrt{99{,}09} = 39{,}8 \text{ m/s}$$

Diagrama presiunilor din vînt și a vitezelor la care macaraua cu brațul ridicat la maximum și fără sarcină se răstoarnă este arătată în figura 6.

(Articol intrat în redacție la 10 martie 1976)

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16, Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01. BN R.S.R. - Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. „Informația" c. 1336

41 401

1977 JAN 13

E 2039

MW

8

energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREŞTI
AUGUST 1976

0 6 12 18 24

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ★ DOKUMENTÁCIÓS OSZTÁLY ★ 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 8 august

Cuprinsul

		Pag.
C. Neaga	**Calculul randamentului şi consumului de combustibil al unui cazan în regim variabil de funcţionare**	265—268
M. G. M. Pop, D. Manea, D. Drăgănescu, P. Terzi, R. Stoica	**Pompa de căldură aer-aer, soluţie economică pentru încălzirea electrică a locuinţelor**	269—273
Fl. Alexe, D. Manea şi *E. Şişchin*	**Studii de optimizare a presiunii de separare mecanică externă şi supraîncălzire intermediară la ciclurile CNE cu abur saturat**	274—280
D. S. Necşulescu, M. Stein şi *A. Cristovici*	**Analiza cauză-efect a indicatorilor de siguranţă ai liniilor de înaltă tensiune**	280—283
Al. Selischi şi *I. Renţea*	**Metodă de calcul al regimului de pornire a motoarelor asincrone de mare putere care acţionează maşini de lucru cu caracteristică de tip ventilator**	284—289
D. Comşa şi *S. Darie*	**Măsurarea mărimilor şi parametrilor cuptoarelor electrice cu arc**	289—294
E. Covar	**Influenţa bobinelor de reactanţă asupra condiţiilor de alimentare cu energie electrică şi de autopornire a motoarelor electrice**	294—297
A. Stănculescu	**Metodă grafo-analitică pentru rezolvarea problemelor de decizie multicriterială**	297—300

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.1./2:662.6.004.15

Няга, К. : **Расчет к.п.д. и расхода топлива парогенератора, работающего в переменном режиме**

Представленный метод расчета всего расхода топлива при работе, нескольких времени, парогенератора в переменном режиме. Также, определяется аналитическое выражение к.п.д., необходимое этой цели.

Energetica 24 (2976), № 8, стр. 265–268

ДК 621.311.25:621.186:621.52

Поп, М. Г. М., Маня, Д., Дрэгэнеску, Д., Терзи, П. и *Стойка, Р.* : **Тепловой насос воздух-воздух, экономическое решение для обогревания жилищ**

Описывается прототип теплового насоса воздух-воздух, осуществленного ICEMENERG в сотрудничестве с ICPAIUC для покрытия нужд в тепле и холоде одного жилищного пространства в 70 м³. Представлены примененные конструктивные решения, а также эксперименты, проведенные в различных режимах работы.

Energetica 24 (1976), № 8, стр. 269–273

ДК 621.311.2:621.039

Алексе, Фл., Маня, Д. и *Шишкин, Э.* : **Исследования ввиду оптимизации напряжения и промперегрева в циклах АЭС с насыщенным паром**

Предлагаются несколько критериев ввиду выбора напряжения механического внешнего разделения и промпароперегрева в циклах АЭС с насыщенным паром, определяя предельные интервалы оптимального давления с технико-экономической точки зрения.

Energetica 24 (1976), № 8, стр. 274–280

ДК 621.315.1.004.6:681.14

Некшулеску, Д., Штейн, М. и *Кристович, А.*: **Анализ причины-последствия показателей надежности ЛЭП высокого напряжения**

Представлены некоторые выводы и полученные результаты вследствие употребления некоторых достижений в специализированном расчете, разработанном ИСПЭ, употребляя с этой целью статистико-вероятностные модели определения некоторых показателей повреждения ЛЭП вследствие атмосферного и коммутационного сверхнапряжений.

Energetica 24 (1976), № 8, стр. 280–283

Селиски, Ал. и *Ренця, И.*: **Метод расчета переходных режимов при запуске мощных асинхронных моторов, вращающих рабочие машины вентиляторного типа**

В статье приводится метод расчета переходных режимов запуска асинхронных моторов с учетом их влияния на напряжение на шинах, питающих также и других потребител

Energetica 24(1976), № 8, стр. 284–289

ДК 621.365.2

Комша, Д. и *Дарие, С.* : **Измерение величин и параметров электропечей**

Представлены вкратце измерения электропечей, условия измерения, возможность погрешности во время измерений, а также и целый ряд практических рекомендаций, касающихся определения величин и параметров.

Energetica 24 (1976), № 8, стр. 289–294

ДК 621.313.13:621.316.8

Ковар, Э. : **Влияние реактивных катушек на условия электроснабжения и автопривода электродвигателей**

Energetica 24 (1976), № 8, стр. 294–297

ДК 621.3:65.012.4

Стэнкулеску, А. : **Графо-аналитический метод решения вопросов многовеличинных задач**

Energetica 24 (1976), № 8, стр. 297–300

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.1/.2 : 662.6.004.15

Neaga, C. : **Wirkungsgradberechnung und Bestimmung des Brennstoffverbrauchs eines Dampferzeugers bei schwankender Betriebsweise**

Der Verfasser behandelt eine Methode zur Berechnung des Gesamtverbrauchs an Brennstoff eines kurzfristig mit schwankender Last betriebenen Dampferzeugers, indem auch der dazu notwendige analytische Ausdruck des Wirkungsgrads abgeleitet wird.

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 265–268

DK 621.311.25:621.186:621.52

Pop, M. G. M., Manea, D., Drăgănescu, D., Terzi, P. und *Stoica, R.* : **Die Luft-Luft-Wärmepumpe — eine wirtschaftliche Lösung der Wohnungsbeheizung**

Es wird der Prototyp einer in ICEMENERG gemeinsam mit ICPAIUC entwickelten Luft-Luft-Wärmepumpe zur Deckung des Wärme-und Kältebedarfs eines Wohnraumes von 70 m³ beschrieben, indem sowohl die angenommenen Baulösungen als auch die unter verschiedenen Fahrbedingungen durchgeführten Versuche erörtert werden.

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 269–273

DK 621.311.2 : 621.039

Alexe, Fl., Manea, D. und *Şişchin, E.* : **Studien zur Optimierung des zur mechanischen Abscheidung eingesetzten Drucks und der Zwischenüberhitzung in den mit Sattdampf betriebenen Zyklen eines Kernkraftwerks**

Es wird eine Reihe von Kriterien vorgeschlagen, die bei der Wahl der zur mechanischen Wasserabscheidung und zur Zwischenüberhitzung der mit Sattdampf betriebenen Zyklen eines Kernkraftwerks eingesetzt werden, indem die Grenzwerte des vom technisch-ökonomischen Gesichtspunkt optimalen Drucks bestimmt werden.

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 274–280

DK 621.315.1.004.6 : 681.14

Neçulescu, D., Stein, M. und *Cristovici, A.* : **Ursachenanalyse der Sicherheitsbeiwerte der Hochspannungs-Übertragungsleitungen**

Es werden Resultate und Folgerungen auf Grund der Verwendung spezialisierter Rechenprogramme behandelt, die von ISPE ausgearbeitet wurden, indem zu diesem Zweck statistiche Wahrscheinlichkeitsmodelle zur Bestimmung von Fehlerbeiwerten der HS-Übertragungsleitungen infolge atmosphärischer und Umschaltüberspannungen eingesetzt werden.

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 280–283

Selischi, Al. und *Renţea, I.* : **Berechnungsmethode zur Bestimmung des Anfahrzustandes der ventilatorartige Arbeitsmaschinen antreibenden Grossleistungs-Asynchronmotoren**

Es wird eine Berechnungsmethode angegeben, die zur Bestimmung des Übergangszustandes beim Start von Asynchronmotoren dient, indem auch die dadurch entstehende Beeinflussung des Spannungsverlaufs an der Sammelschiene berücksichtight wird, an der auch andere Stromabnehmer angeschlossen sind.

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 284–289

DK 621.365.2

Comşa, D. und *Darie, S.* : **Vermessung von Einflussgrössen und Parameter elektrischer Lichtbogenöfen**

Im Beitrag werden die an elektrischen Lichtbogenöfen durchgeführten Vermessungen sowie die Messbedingungen und die dabei auftretenden Messfehler kurz geschildert. Anhand dieser Feststellungen werden ferner praktische Empfehlungen zur Bestimmung der Einflussgrössen und Parameter gemacht.

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 289–294

DK 621.313.13 ;621.316.8

Covar, E. : **Einfluss von Reaktanzspulen auf die Bedingungen der Stromversorgung und auf den Selbststart von Elektromotoren**

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 294–297

DK 621.3:65.012.4

Stănculescu, A. : **Analytisch-graphische Methode zur Lösung polykrieterialer Entscheidungsprobleme**

Energetica 24 (1976), H. 8, S. 297–300

SOMMAIRE

CD 621.1./2:662.6.004.15

Neaga, C. : **Calcul du rendement et de la consommation de combustible d'une chaudière en régime variable**

On présente une méthode de calcul de la consommation totale du combustible d'une chaudière en régime variable pour une période de temps. On détermine aussi la formule du rendement.

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 265–268

CD 621.311.25:621.186:621.52

Pop, M. G. M., Manea, D., Drăgănescu, D., Terzi, P. et *Stoica, R.* : **La pompe à chaleur air-air, solution économique pour le chauffage des locaux**

Les auteurs décrivent le prototype de pompe à chaleur air-air, réalisé à ICEMENERG en collaboration avec ICPAIUC pour couvrir les besoins de chaleur et froid d'un espace habitable de 70 m^3. Sont présentées les solutions constructives adoptées, tout comme les essais effectués dans différents régimes de fonctionnement.

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 269–273

CD 621.311.2:621.039

Alexe, Fl., Manea, D. et *Şişchin, E.* : **Etudes pour l'optimisation de la pression de séparation mécanique extérieure et de surchauffe intermédiaire aux cycles des centrales nucléaires à vapeur saturée**

Les auteurs proposent nombre de critères pour le choix de la pression de séparation mécanique et de surchauffe intermédiaire de la vapeur aux cycles des centrales nucléaires à vapeur saturée. On détermine aussi les intervalles limite de la pression optimale du point de vue technique et économique.

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 274–280

CD 621.315.1.004.6:681.14

Necşulescu, D., Stein, M. et *Cristovici, A.* : **Analyse cause-effet des indices de fiabilité des lignes haute tension**

Sont présentés quelques résultats et conclusions obtenus dans l'utilisation des programmes spécialisés de calcul élaborés à l'ISPE, utilisant dans ce but des modèles statistiques probabilistes pour déterminer les indices de défaut des lignes haute tension dû au surtensions atmosphériques et de manoeuvre.

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 280–283

Selischi, Al. et *Renţea, I.* : **Méthode de calcul du régime de démarrage des moteurs asynchrones de grande puissance actionnant les machines à ventilateur**

Méthode de calcul du régime transitoire pour le démarrage des moteurs asynchrones, rapportée à l'influence provoquée par le démarrage d'un moteur sur la tension de la barre alimentant les moteurs et d'autres récepteurs.

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 284–289

CD 621.365.2

Comşa, D. et *Darie, S.* : **Mesurage des grandeurs et des paramètres des fours à arc électrique**

Sont présentés d'une manière synthétique les mesurages effectués aux fours à arc électrique, les conditions de mesurage, les erreurs possibles lors des mesurages, ainsi q'une série de recommandations pratiques sur la détermination des grandeurs et des paramètres.

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 289–294

CD 621.313.13:621.316.8

Covar, E. : **Influence de la bobine de réactance sur les conditions d'alimentation en énergie électrique et d'autodemarrage des moteurs électriques**

Energetica 24 (1976), no. 8, p. 294–297

CD 621.3:65.012.4

Stănculescu, A. : **Méthode grapho-analytique pour résoudre les problèmes de décision multi-critériale**

Energetica 42 (1976), no. 8, p. 297–300

CONTENTS

DC 621.1./2:662.6.004.15

Neaga, C. : **Calculation of performances and fuel consumption of a non-steady-state operating boiler**

A calculation method for the total fuel consumption of a variable load operating boiler during a certain period of time is presented. The analytical expression of the performance, necessary on this purpose is presented.

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 265–268

DC 621.311.25.:621.186:621.52

Pop, M. G. M., Manea, D., Drăgănescu, D., Terzi, P. and *Stoica, R.* : **The air-air heat pump — an economic solution for domestic heating**

The authors describe the air-air heat pump prototype, accomplished by ICEMENERG in co-operation with ICPAIUC, for heat and cold requirements of a living space of 70 c.m. The constructional solutions chosen are presented, as well as the tests performed under various operating conditions.

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 269–273

DC 621.311.2:621.039

Alexe, Fl., Manea, D. and *Şişchin, E.* : **Optimization studies for the external mechanical separation pressure and intermediary overheating at nuclear power plants saturated steam cycles**

A series of criteria for the external mechanical separation pressure and intermediary overheating steam at nuclear power plants saturated steam cycles is presented, the optimal pressure limit intervals from a technical point of view being also determined.

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 274–280

DC 621.315.1.004.6:681.14

Necşulescu, D., Stein, M. and *Cristovici, A.* : **Cause-effect analysis of some safety indicators at high voltage lines**

Some results and conclusions obtained as a result of specialized calculation programmes elaborated by ISPE, using on this purpose statistical probabilistic models for the determination of some fault indicators on overhead voltage lines due to atmospheric and switch overvoltages, are presented.

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 286–283

Selischi, Al. and *Renţea, I.* : **Computing method for the starting regime of high power asynchronous motors driving working machines of blower type characteristics**

A computing method for the transitory starting regime of asynchronous motors is presented, considering as well the influence which the start up of a motor induces on the tension of the bar from which the former is fed, together with some other receivers.

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 284–289

DC 621.365.2

Comşa, D. and *Darie, S.* : **Electric arc furnaces values and parameters measuring**

The measurements carried out on electric arc furnaces, the measurement conditions, the possible errors during measurements as well as a series of practical recommendations referring to the values and parameters determination are synthetically presented.

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 289–294

DC 621.313.13: 621.316.8

Covar, E. : **Influence of reactance coil upon electricity supply and electrical motors selfstarting conditions**

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 294–297

DC 621.3:65.012.4

Stănculescu, A. : **Graphical-analytical method for the multicriterial decision problems solving**

Energetica 24 (1976), nr. 8, p. 297–300

Calculul randamentului și consumului de combustibil al unui cazan în regim variabil de funcționare

Ing. C. Neaga*)

Depinzînd de cerințele consumatorului, debitul unui cazan (de abur sau de apă fierbinte) cunoaște, în timpul funcționării lui, o continuă variație. În aceste condiții, adaptarea cazanului la sistemul producător-consumator se face prin schimbarea atît a randamentului, cît și a consumului orar de combustibil.

Pentru a calcula randamentul și debitul de combustibil al unui cazan în regim variabil de funcționare, trebuie să se cunoască caracteristica de consum a cazanului respectiv, adică dependența $B = f(D)$.

În cazul general caracteristica de consum se prezintă sub forma unui polinom de gradul n:

$$B = B_0 + \sum_{i=1}^{n} a_i D^i, \qquad (1)$$

unde

B_0 este consumul orar de combustibil la mersul în gol, kgf/h sau Nm³/h;

a_i — coeficienți numerici, deduși experimental pentru cazanul respectiv, kgf/kgf sau Nm³/h;

D — debitul (sarcina) cazanului, kgf/h.

Pentru simplificare, se va considera în cele ce urmează caracteristica (1) în exprimarea:

$$B = B_0 + a_1 D + a_2 D^n, \qquad (2)$$

al cărei grafic este o curbă continuu crescătoare cu concavitatea spre ordonatele pozitive, deoarece

$$a_2\, n(n-1)\, D^{n-2} > 0.$$

Consumul specific de combustibil (kgf/kgf sau Nm³/kgf)

$$b = \frac{B_0}{D} + a_1 + a_2 D^{n-1} \qquad (3)$$

prezintă un minim rezultat din anularea primei derivate în raport cu sarcina

$$\frac{\mathrm{d}b}{\mathrm{d}D} = -\frac{B_0}{D^2} + a_2 (n-1) D^{n-2} = 0. \qquad (4)$$

Rezolvînd relația (4), rezultă punctul optim (economic) de funcționare a cazanului:

— debitul economic

$$D_e = \left[\frac{B_0}{a_2(n-1)}\right]^{1/n}; \qquad (5)$$

— consumul economic de combustibil

$$B_e = \frac{n}{n-1} B_0 + a_1 \left[\frac{B_0}{a_2 (n-1)}\right]^{1/n}; \qquad (6)$$

— consumul specific economic de combustibil

$$b_e = \frac{B_e}{D_e} = n a_2^{\,1/n} \left(\frac{B_0}{n-1}\right)^{(n-1)/n} + a_1. \qquad (7)$$

Avînd în vedere exprimarea grafică a consumului specific de combustibil, coordonatele D_e, B_e sînt ale punctului de contact dintre tangenta dusă din origine la curba (2).

Conform propunerii ISO, randamentul pe cale directă se calculează cu formula:

$$\eta = \frac{Q_u - B[\Delta i_c + W_f(i_f - 600) + Q_M + (1 - q_m/100)\lambda'_p \Delta I^0_{aum}]}{BQ^i_i} 100, \qquad (8)$$

unde Q_u este căldura utilă schimbată în cazan, kcal/h; se calculează cu formula (9) (la un anumit moment):

$$Q_u = D(i_n - i'_e) + D_p(i' - i'_e) + \sum D_{si}(i''_{is} - i'_{si}), \qquad (9)$$

unde i_n, i'_e, i', i'_{si}, i''_{si} reprezintă entalpia aburului supraîncălzit primar, a apei de alimentare, a apei la saturație, a aburului la intrarea în supraîncălzitorul intermediar și la ieșirea din supraîncălzitorul intermediar, kcal/kgf; D, D_p, D_{si} — debitul curent, de purjă, al supraîncălzitorului intermediar, kgf/h.

$$Q_u = D\Delta i, \qquad (10)$$

unde creșterea entalpiei specifice

$$\Delta i = i_n - i'_e + \frac{D}{D_p}(i' - i'_e) + \sum \frac{D_{si}}{D}(i''_{si} - i'_{si}) = \text{const.},$$

deoarece rapoartele D_p/D și D_{si}/D sînt constante;

Δi_c este excesul de entalpie specifică a combustibilului (peste mediul ambiant) la introducerea în cazan, kcal/kgf sau kcal/Nm³;

W_f — abur din nevoi funcționale, kgf/kgf;

Q_M — căldura dezvoltată la măcinarea cărbunelui, kcal/kgf;

ΔI^0_{aum} — excesul de entalpie a aerului de ardere (peste mediul ambiant) la introducerea în cazan, kcal/kgf sau kcal/Nm³;

λ'_p — coeficientul de exces de aer la intrarea în preîncălzitorul de aer sau în cazan.

*) Ing. Const. Neaga este șef de lucrări la Catedra de cazane și turbine cu abur și gaze, Facultatea de mecanică, Institutul politehnic București.

Se notează cu

$$E = \Delta i_c + W_f (i_f - 600) + Q_M + \\ + (1 - q_m/100)\,\lambda'_p\,\Delta I^\circ_{aum}$$

și se consideră invariabilă cu sarcina, cu toate că pierderea procentuală prin ardere mecanic incompletă, $q_m = q(D)$. Formula (8) devine

$$\eta = \frac{D}{B}\frac{\Delta i}{Q_i^i}100 - \frac{E}{Q_i^i}100 = \frac{1}{b}\frac{\Delta i}{Q_i^i}100 - \\ - \frac{E}{Q_i^i}100, \qquad (11)$$

sau

$$\eta = \frac{D}{B_0 + a_1 D + a_2 D^n}\frac{\Delta i}{Q_i^i}100 - \frac{E}{Q_i^i}100, \qquad (12)$$

expresie care arată variația randamentului cu sarcina; ea are un maxim ce se poate afla din anularea derivatei

$$\frac{d\eta}{dD} = \frac{B_0 + a_1 D + a_2 D^n - D(a_1 + a_2 n D^{n-1})}{B^2}\frac{\Delta i}{Q_i^i}100 = 0.$$

Rezolvînd, se găsește, cum era de așteptat, aceeași valoare (formula 5) a sarcinii care face consumul specific de combustibil economic.

$$\eta_{max} = \frac{1}{b_e}\frac{\Delta i}{Q_i^i}100 - \frac{E}{Q_i^i}100. \qquad (13)$$

Uneori, pentru nevoile practice, nu se folosește caracteristica de consum prezentată prin funcția de grad superior (formula 2), ci ea se liniarizează [1], așa cum se arată în figura 1.

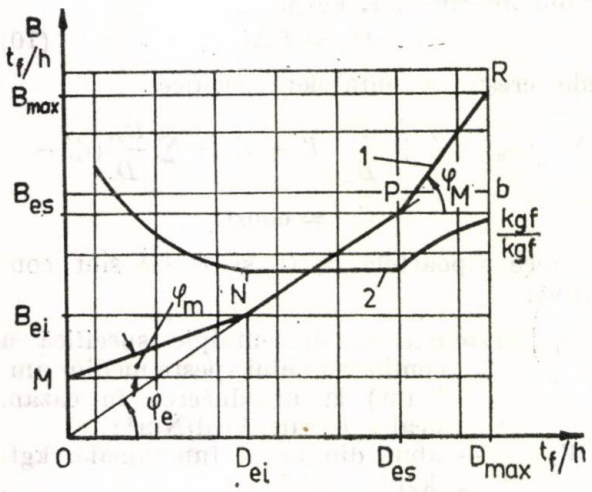


Fig. 1. Caracteristica de consum a unui cazan sub forma liniarizată (*1*); variația consumului specific de combustibil cu sarcina (*2*).

(În figura 1 nu se arată și variația randamentului cu sarcina; curba η este, la altăscară, simetrica consumului specific b față de axa orizontală).

Se folosesc notațiile: D_{max}; D_{es}; D_{ei} — sarcina maximă, economică superioară, economică inferioară, tf/h; corespunzător se notează și consumurile orare de combustibil; $\mathrm{tg}\,\varphi_e = b_e$, consumul specific de combustibil din zona sarcinilor economice, kgf/kgf sau Nm³/kgf; $\mathrm{tg}\,\varphi_m = b_m$ și $\mathrm{tg}\,\varphi_M = b_M$ — simple notații; ele arată însă creșterea consumului specific, respectiv din zona sarcinilor sub economice și peste economice.

Variația consumului specific de combustibil cu sarcina se prezintă separat pentru cele trei zone:

— zona 1; $0 < D \leqslant D_{ei}$ (mai exact $D_{min} \leqslant D \leqslant D_{ei}$; s-a presupus că sarcina minimă de funcționare a cazanului este plasată în zona 1); variația consumului cu sarcina (ecuația segmentului MN):

$$B = B_0 + b_m D,$$
$$b = \frac{B_0}{D} + b_m;$$

consumul specific scade hiperbolic cu creșterea sarcinii;

— zona a 2-a; $D_{ei} \leqslant D \leqslant D_{es}$; ecuația segmentului NP:

$$B = b_e D,$$
$$b = b_e;$$

consumul specific este constant și egal cu cel economic;

— zona a 3-a; $D_{es} \leqslant D \leqslant D_{max}$; ecuația segmentului PR:

$$B = b_M D - (b_M - b_e) D_{es},$$
$$b = b_M - (b_M - b_e)\frac{D_{es}}{D};$$

consumul specific crește cu creșterea sarcinii; concavitatea curbei este spre ordonatele negative.

Consumul total de combustibil pentru acoperirea unui grafic de sarcină

Se cunoaște curba clasată a debitelor $D(\tau)$. Producția totală de abur (sau apă caldă) rezultă din integrala

$$D_t = \int_0^{\tau_t} D(\tau)\,d\tau. \qquad (14)$$

(Practic, aria de sub curbă se calculează grafic sau se înlocuiește variația continuă cu una în trepte).

Debitul mediu al cazanului în perioada de timp τ_t se calculează cu formula

$$D_{med} = \frac{1}{\tau_t}\int_0^{\tau_t} D(\tau)d\tau = D_t/\tau_t,\ \mathrm{tf/h}. \qquad (15)$$

Consumul total de combustibil pentru funcționarea cazanului

$$B_t = \int_0^{\tau_t} b(D)\,D(\tau)\,d\tau = \int_0^{\tau_t}\frac{B}{D}D\,d\tau = \\ = \int_0^{\tau_t} B[D(\tau)]d\tau \qquad (16)$$

iar debitul mediu de combustibil

$$B_{med} = B_t/\tau_t. \qquad (17)$$

La înlocuirea curbei clasate a debitelor cu o variație în trepte, consumul total de combustibil se calculează astfel

$$B_t = \sum_{i=1}^{n} (B_0 + a_1 D_i + a_2 D_i^n)\,\Delta\tau_i, \qquad (18)$$

rezultatul fiind cu atît mai apropiat de valoarea exactă cu cît diviziunile $\Delta\tau_i$ sînt mai mici.

Exemple numerice

a) În timpul variației sarcinii unui cazan de abur se înregistrează următoarele valori ale consumului orar de combustibil (lignit de Rovinari):

D, tf/h	0	$D_{min} = 150$	250	$D_{max} = 350$
B, tf/h	$B_0 = 25$	$B_{min} = 55$	85	$B_{max} = 125$

Să se găsească caracteristica de consum a cazanului și să se traseze graficul ei; să se arate variația consumului specific de combustibil și a randamentului cu sarcina.

Soluție

Folosind expresia caracteristicii, formula (2), se scrie, cu ajutorul datelor din tabel, următorul sistem de ecuații:

$$B_0 = 25;$$
$$B_0 + 150\,a_1 + 150^n\,a_2 = 55;$$
$$B_0 + 250\,a_1 + 250^n\,a_2 = 85;$$
$$B_0 + 350\,a_1 + 350^n\,a_2 = 125,$$

care, rezolvat, conduce la următoarea soluție: $B_0 = 25$ tf/h; $a_1 = 0{,}16$ tf/tf; $a_2 = 0{,}457\ 10^{-4}$ tf/tf; $n = 2{,}35$. Deci caracteristica de consum are expresia analitică:

$$B = 25 + 0{,}16\,D + 0{,}45\cdot 10^{-4}\,D^{2{,}35}. \qquad (19)$$

A doua metodă: fiind dat tabelul, se găsește polinomul de interpolare folosind metoda minimax (polinomul Cebișev). Se presupune

$$B(D) = a_3 D^2 + a_4 D + a_5.$$

Din condiția ca erorile în noduri să fie egale și de semn contrar, se scrie sistemul

$$a_5 - 25 = -(150^2\,a_3 + 150\,a_4 + a_5 - 55);$$

$$150^2\,a_3 + 150\,a_4 + a_5 - 55 = -(250^2\,a_3 + 250\,a_4 + a_5 - 85);$$

$$250^2\,a_3 + 250\,a_4 + a_5 - 85 = -(350^2\,a_3 + 350\,a_4 + a_5 - 125),$$

care, rezolvat, are soluția $a_3 = 4{,}4\cdot 10^{-4}$; $a_4 = 0{,}13$; $a_5 = 25{,}3$. Deci caracteristica are forma:

$$B(D) = 4{,}4\cdot 10^{-4}\,D^2 + 0{,}13\,D + 25{,}3, \qquad (20)$$

al cărei grafic este foarte apropiat de cel găsit cu metoda 1. În figura 2 s-a prezentat caracteristica conform ecuației (19).

Expresia analitică a consumului specific de combustibil (formula 3):

$$b = \frac{25}{D} + 0{,}16 + 0{,}457\cdot 10^{-4}\,D^{1{,}35},$$

are graficul trasat tot în figura 2.

Debitul economic al cazanului (formula 5):

$$D_e = \left[\frac{25}{0{,}457\cdot 10^{-4}\,(2{,}35-1)}\right]^{1/2{,}35} = 244 \text{ tf/h};$$

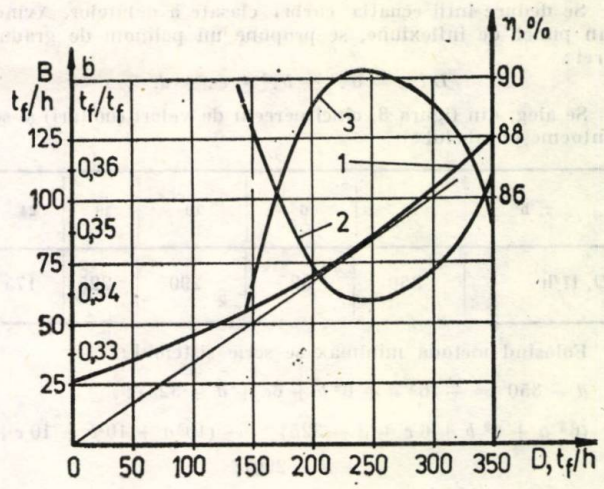


Fig. 2.

1 — caracteristica de consum a cazanului; *2* — consumul specific de combustibil; *3* — variația randamentului cu sarcina.

— Consumul orar economic de combustibil (formula 6);

$$B_e = \frac{2{,}35}{2{,}35-1}\ 25 + 0{,}16\left[\frac{25}{0{,}457\cdot 10^{-4}\,(2{,}35-1)}\right]^{1/2{,}35} =$$

$$= 82{,}5 \text{ tf/h};$$

— Consumul specific economic:

$$b_e = \frac{82{,}5}{244} = 0{,}338 \text{ tf/tf}.$$

Considerînd $\Delta i = 560$ kcal/kgf; $Q_i^i = 1785$ kcal/kgf; $\Delta i_c = 0$; $W_f = 0$;

$$E = Q_M + (1 - q_m/100)\,\lambda_p'\,\Delta I_{aum}^0 = 10{,}32 + (1 - 1/100)\cdot$$
$$\cdot 1{,}01\cdot 33{,}48 = 43{,}82,$$

rezultă expresia analitică a randamentului (formula 12):

$$\eta = 31{,}4/b - 2{,}454,\ \%;\ \eta_{max} = 31{,}4/0{,}338 - 2{,}454 =$$
$$= 90{,}35\ \%.$$

(Graficul se găsește în figura 2).

b) Curba clasată a debitelor cazanului din exemplul precedent în timp de 24 ore este redată în figura 3. Se cere consumul total de combustibil pentru această perioadă.

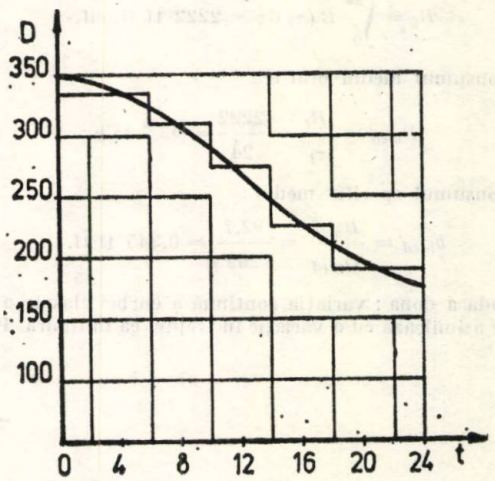


Fig. 3. Curba clasată a debitelor.

Se deduce întîi ecuația curbei clasate a debitelor. Avînd un punct de inflexiune, se propune un polinom de gradul trei:

$$D(\tau) = a\tau^3 + b\tau^2 + c\tau + d.$$

Se aleg, din figura 3, cinci perechi de valori (noduri) și se întocmește tabelul:

τ, h	0	6	10	16	24
D, tf/h	350	325	290	225	175

Folosind metoda minimax se scrie sistemul:

$$d - 350 = -(6^3 a + 6^2 b + 6c + d - 325);$$

$$(6^3 a + 6^2 b + 6c + d - 325) = -(10^3 a + 10^2 b + 10c + d - 290);$$

$$(10^3 a + 10^2 b + 10c + d - 290) = -(16^3 a + 16^2 b + 16c + d - 225);$$

$$(16^3 a + 16^2 b + 16c + d - 225) = -(24^3 a + 24^2 b + 24c + d - 175),$$

care, rezolvat, are soluția $a = 2{,}41\ 10^{-2}$; $b = -0{,}912$; $c = 0{,}71$; $d = 352{,}5$;

$$D(\tau) = 2{,}41 \cdot 10^{-2}\tau^3 - 0{,}912\tau^2 + 0{,}71\tau + 352{,}5. \quad (21)$$

Punctul de inflexiune se găsește anulînd derivata a doua:

$$D'' = 2{,}41 \cdot 10^{-2} \cdot 6\tau - 0{,}912 \cdot 2 = 0;\ \tau_{infl} = 12{,}62 \text{ h}.$$

Producția totală de abur (formula 14):

$$D = \int_0^{24} (2{,}41 \cdot 10^{-2}\tau^3 - 0{,}912\tau^2 + 0{,}71\tau + 352{,}5)\, d\tau = 6450 \text{ tf abur}.$$

Debitul mediu al cazanului

$$D_{med} = 6450/24 = 269 \text{ tf/h};\ D_{med} > D_e.$$

Pentru dezvoltarea ulterioară este mai comod să se utilizeze caracteristica de consum sub forma polinomului de gradul doi (formula 20); înlocuind expresia debitului, se găsește ecuația curbei clasate a consumului de combustibil:

$$B(\tau) = 25{,}5 \cdot 10^{-8}\tau^6 - 19{,}35 \cdot 10^{-6}\tau^5 + 3{,}8 \cdot 10^{-4}\tau^4 + 10^{-2}\tau^3 - 0{,}4019\tau^2 + 0{,}311\tau + 125{,}5. \quad (22)$$

— Consumul total de combustibil:

$$B_t = \int_0^{24} B(\tau)\, d\tau = 2222 \text{ tf lignit}.$$

— Consumul mediu orar:

$$B_{med} = \frac{B_t}{\tau_t} = \frac{2222}{24} = 92{,}7 \text{ tf/h}.$$

— Consumul specific mediu:

$$b_{med} = \frac{B_{med}}{D_{med}} = \frac{92{,}7}{269} = 0{,}345 \text{ tf/tf}.$$

Metoda a doua: variația continuă a curbei clasate a debitelor se asimilează cu o variație în trepte, ca în figură. Pentru calculul consumului total de combustibil se folosește formula (18); în prealabil se întocmește următorul tabel:

$\Delta\tau_i$	6	4	4	4	6
D_{imed}	335	310	275	225	190
B_i	117,5	107,5	93,75	76,25	66,23

— Producția totală de abur:

$$D_t = \sum_{i=1}^{5} D_{i\,med}\,\Delta\tau_i = 335 \cdot 6 + 310 \cdot 4 + 275 \cdot 4 + 225 \cdot 4 + 190 \cdot 6 = 6390 \text{ tf abur};$$

— Consumul total de lignit:

$$B_t = \sum_{i=1}^{5} B_i\,\Delta\tau_i = 117{,}5 \cdot 6 + 107{,}5 \cdot 4 + 93{,}75 \cdot 4 + 76{,}25 \cdot 4 + 66{,}25 \cdot 6 = 2212{,}5 \text{ tf}.$$

Eroarea procentuală față de soluția precedentă:

$$\varepsilon = \frac{2222 - 2212{,}5}{2222}\,100 = 0{,}426\ \%,$$

eroare practic acceptabilă.

În lucrare s-a prezentat metodica de calcul a consumului total de combustibil al unui cazan în regim variabil de funcționare, adică așa cum decurg procesele în realitate. Dacă generatoarele de abur energetice se bucură de o relativă constanță în funcționarea lor, nu același lucru se întîmplă cu cazanele mici, industriale; deci necesitatea metodicii propuse este cu atît mai evidentă. Dat fiind caracterul ei de stringentă utilitate, se supune opiniei specialiștilor, în dorința îmbunătățirii ei.

Bibliografie

[1] Gorșkov, A. S. *Tehniko-ekonomiceskie pokazatelt teplovih elektrostanții*. Energhiia, Moscova, 1974.

[2] Mitschel, H. *Bestimmung des Teillastzuschlags zum spezifischen Wärmeverbrauch bei Bestlast von Blockanlagen*. În: BWK, nr. 11, 1963, p. 533—534.

[3] Popa, T. *Bestimmung des zusätzlichen Wärmeverbrauchs für Blockanlagen mit nichtübereinstimmender Nenn- und Bestlast im Betrieb mit verändlicher Leistung*. În: BWK, nr. 8, 1966, p. 399—401.

[4] Golici, D. *Contribuții la determinarea consumului specific de căldură în condiții de sarcină variabilă*. În: Energetica, nr. 2, 1968, p. 49—53.

(Articol intrat în redacție la 19 aprilie 1976)

Pompa de căldură aer—aer, soluție economică pentru încălzirea electrică a locuințelor

Ing. **M.G.M. Pop**,
ing. **D. Manea**,
ing. **D. Drăgănescu**,
dr. ing. **P. Terzi**,
ing. **R. Stoica***)

De cîțiva ani criza petrolului ne amintește că sursele de energie clasice, ca și celelalte materii prime, nu există decît în cantități limitate. În această situație, o serie de tehnici de încălzire și condiționare a locuințelor au fost înlocuite cu variante mai economice, dintre care notorie, deși prea puțin răspîndită, este pompa de căldură, prezentată ca principiu de Lordul Kelvin în 1871, ca urmare a studiilor sale începute în 1852 [1], [2], [3].

Transformarea termodinamică pe care se bazează pompa de căldură constă în preluarea unei cantități de căldură de potențial scăzut și transformarea ei cu ajutorul unui efort suplimentar, W, în căldură de potențial termic mai ridicat [1], [2], [4].

Întrucît cantitatea de căldură utilă este mai mare decît cantitatea de căldură preluată de la sursa de potențial scăzut, randamentul acestei transformări este supraunitar. Astfel s-a introdus noțiunea de eficiență a pompei de căldură, ε_t, a cărei expresie teoretică este :

$$\varepsilon_t = \frac{T_c}{T_c - T_0}, \qquad (1)$$

unde T_c și T_0 sînt temperaturile punctului cald, respectiv rece al ciclului. Ținînd seamă de randamentul total al instalației, η, se obține expresia eficienței reale, ε_r :

$$\varepsilon_r = \eta \frac{T_c}{T_c - T_0}. \qquad (2)$$

Considerînd valorile obișnuite pentru temperaturile exterioare și interioare ale încăperilor, raportul ε_r are valori medii cuprinse între 2 și 4 pentru variantele studiate (fig. 1).

Datorită costului lor, pompele de căldură s-au impus ca sisteme de încălzire în special în țările cu venit anual pe locuitor ridicat.

În acest sens este interesant de urmărit dinamica de creștere a instalațiilor de climatizare pentru locuințe în S.U.A. și R.F. G., prezentată în tabelul 1 [1], [2].

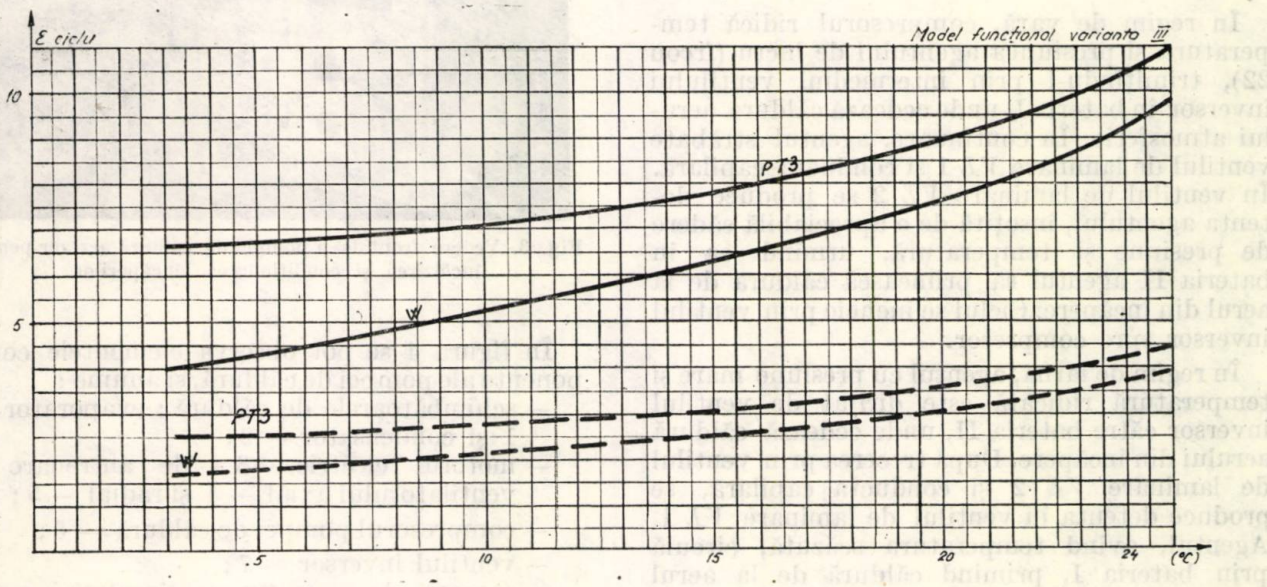


Fig. 1. Eficiența teoretică și reală a ciclului termodinamic al pompei termice în funcție de temperatura exterioară

W	PT 3
SBI = 7 m²	SBI = 6,13 m²
SBE = 11,4 m²	SBE = 9,111 m²
P_{abs} = 986 W	P_{abs} = 840 W

W = pompa termică reversibilă Westinghouse
PT3 = pompa termică construită de ICEMENERG
——— eficiența teoretică
– – – eficiența reală
SBI(E) = suprafața bateriei interioare (exterioare)

O altă problemă, care a fost în prezent rezolvată, este asigurarea unei funcționări normale și la temperaturi sub 0°C, mergîndu-se astăzi în mod curent la temperaturi ale sursei reci cuprinse între −5 și −7 °C [5].

Schema instalației reversibile de pompă de căldură aer-aer în regim de funcționare de încălzire și răcire este prezentată în figura 2.

*) Ing. Mihai G.M. Pop, ing. Dumitru Manea și ing. Dan Drăgănescu lucrează la ICEMENERG; dr. ing. Petre Terzi și ing. Roxana Stoica lucrează la ICPAIUC.

Tabelul 1

Dinamica de creştere a numărului instalaţiilor de climatizare pentru locuinţe în S.U.A. şi R.F.G.

Anul	1956	1966	1968	1980
S.U.A.	$4{,}7 \cdot 10^3$	$3{,}2 \cdot 10^6$	$26 \cdot 10^6$	$50 \cdot 10^6$
R.F.G.	—	$7 \cdot 10^3$	$10 \cdot 10^3$	—

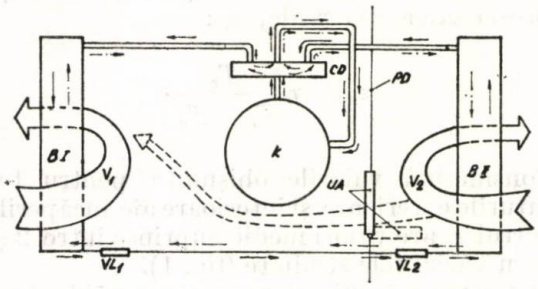


Fig. 2. Schema instalaţiei reversibile de pompă de căldură aer-aer.

——— regim de vară
– · – regim de iarnă

K – compresor; *CD* – ventil inversor (cap distribuitor); *BI* – bateria din exteriorul încăperii; *B* II – bateria din interiorul încăperii; *VL* – ventil de laminare; *V* 1 – ventilator axial; *V* 2 – ventilator radial; *PD* – perete despărţitor; *UA* – uşiţa de aerisire (ventilaţie).

În regim de vară, compresorul ridică temperatura şi presiunea agentului de lucru (freon 22), trimiţîndu-l prin intermediul ventilului inversor în bateria I, unde cedează căldura aerului atmosferic. În continuare, agentul străbate ventilul de laminare *VL* 1 şi conducta capilară. În ventilul de laminare *VL* 2 se produce detenta agentului, însoţită de o apreciabilă cădere de presiune şi temperatură, urmînd ca în bateria II agentul să primească căldură de la aerul din încăpere. Ciclul se încheie prin ventilul inversor spre compresor.

În regim de iarnă, agentul cu presiune mare şi temperatură ridicată este dirijat de ventilul inversor către bateria II, unde cedează căldură aerului din încăpere. După trecerea prin ventilul de laminare *VL* 2 şi conducta capilară, se produce detenta în ventilul de laminare *VL* 1. Agentul, avînd temperatura scăzută, circulă prin bateria I, primind căldură de la aerul atmosferic. Ciclul se închide prin ventilul inversor către compresor.

Prezentarea modelului experimental

Bazat pe toate considerentele de mai sus, în România se dezvoltă un program de valorificare a diferitelor modalităţi de încălzire electrică a locuinţelor, una dintre ele fiind pompa de căldură aer-aer, care a fost executată în cadrul ICEMENERG, în colaborare cu alte unităţi specializate din ţară.

Scopul lucrărilor desfăşurate a fost obţinerea unei pompe de căldură de tip fereastră pentru încălzirea şi condiţionarea încăperilor de locuit şi birourilor, cu putere calorifică de circa 2600 kcal/h, care să asigure condiţii confortabile de locuit, pentru un volum locuibil de 60—70 m³, la temperaturi ale mediului exterior cuprinse între —5 şi +32°C.

Un alt deziderat al proiectului de model experimental a fost realizarea tuturor elementelor pompei de căldură cu repere fabricate în ţară, fără importuri de licenţe sau „know-how". Acest lucru a fost în întregime realizat, pompa de căldură avînd în componenţa ei un număr de elemente în curs de brevetare în ţară, singurul element de import fiind agentul frigorific freon 22.

Schema principială a pompei de căldură realizată este cea prezentată în figura 2.

Părţile componente ale pompei de căldură

Pompa de căldură realizată are aspectul exterior prezentat în figura 3.

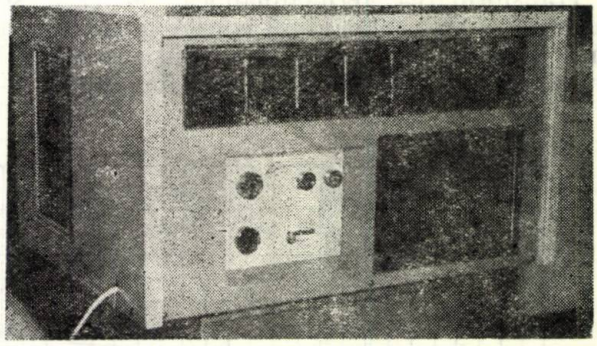


Fig. 3. Vedere frontală a pompei de căldură aer-aer pentru încălzirea şi condiţionarea încăperilor.

În figura 4 se pot observa elementele componente ale pompei de căldură, şi anume :

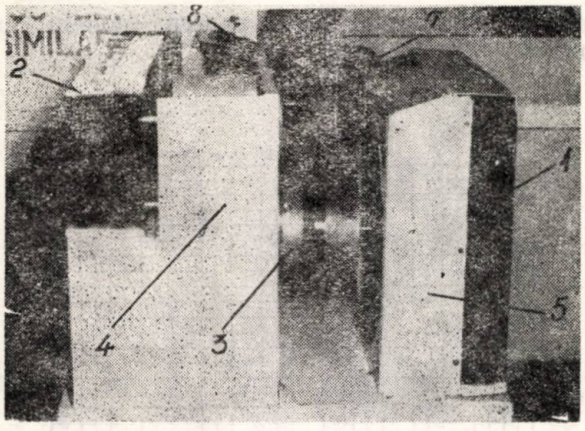
- schimbătoarele de căldură : evaporator – 1 şi condensator — 2 ;
- motorul electric — 3 — de antrenare a ventilatorului axial — 4 şi radial — 5 ;
- compresorul pompei de căldură — 6 ;
- ventilul inversor — 7 ;
- carcasa de separare a circulaţiei aerului — 8 ;
- condensatoarele electrolitice necesare pornirii şi funcţionării la sarcină nominală — 9 ;
- ventilul de laminare — 10.

Fiecare dintre elementele pompei de căldură au fost încercate separat pe standuri speciale, efectuîndu-se totodată măsurătorile necesare precizării condiţiilor de pornire şi de funcţionare la sarcină nominală a întregului agregat.

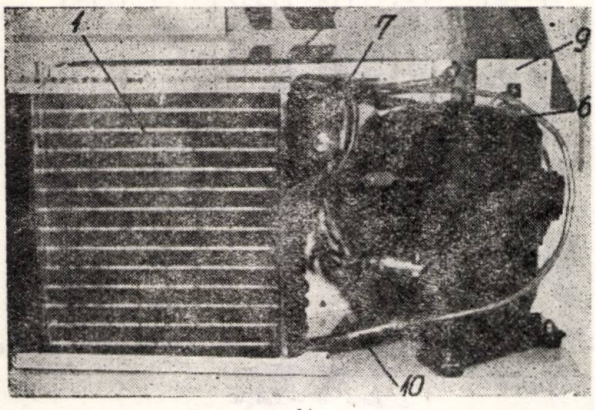
În figura 5 este prezentat standul pentru încercarea compresorului pompei de căldură Asupra acestuia au fost efectuate măsurător complexe : termice, electrice şi de vibraţii

Măsurătorile electrice și termice efectuate la motorul de antrenare al compresorului au avut drept scop :

a) verificarea valorilor temperaturilor în stator în regim termic stabilizat, la funcționarea la puterea activă nominală ;



a)



b)

Fig. 4. Părțile componente ale pompei de căldură.
a — vedere laterală ; *b* — vedere din spate.

b) verificarea valorilor indicate de furnizor (I.M.E. — Pitești) pentru curenții în înfășurarea principală și secundară, la sarcină nominală și în regim de pornire ;

c) determinarea valorii optime a timpului de funcționare a releului de pornire ;

d) verificarea posibilităților de pornire în cazul existenței unor diferențe de presiune rezistive în circuitul compresorului ;

e) aprecierea influenței funcționării compresorului asupra rețelei de alimentare cu energie electrică.

Încercările efectuate pe un stand la I. F. Găiești asupra ventilului inversor (fig. 6) au arătat că acesta funcționează corespunzător în timpul schimbărilor repetate de sens, etanșînd bine circuitele respective.

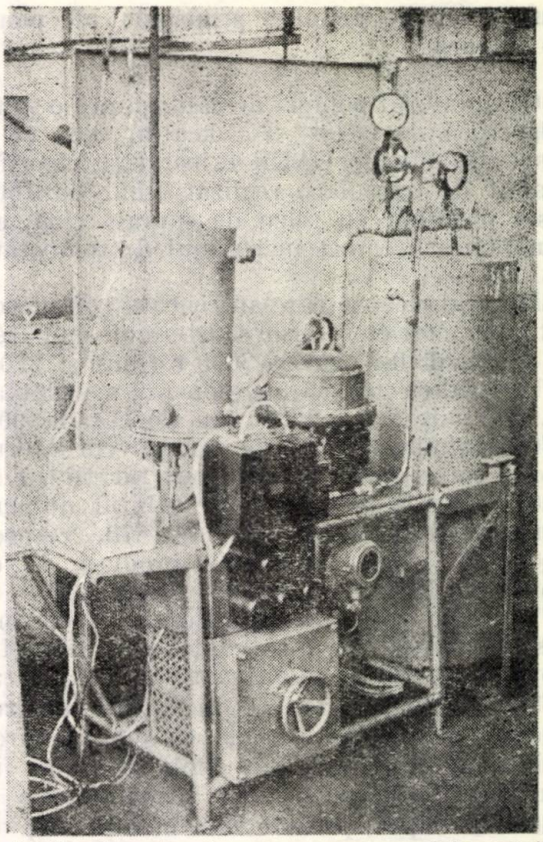


Fig. 5. Stand pentru încercarea compresorului pompei de căldură.

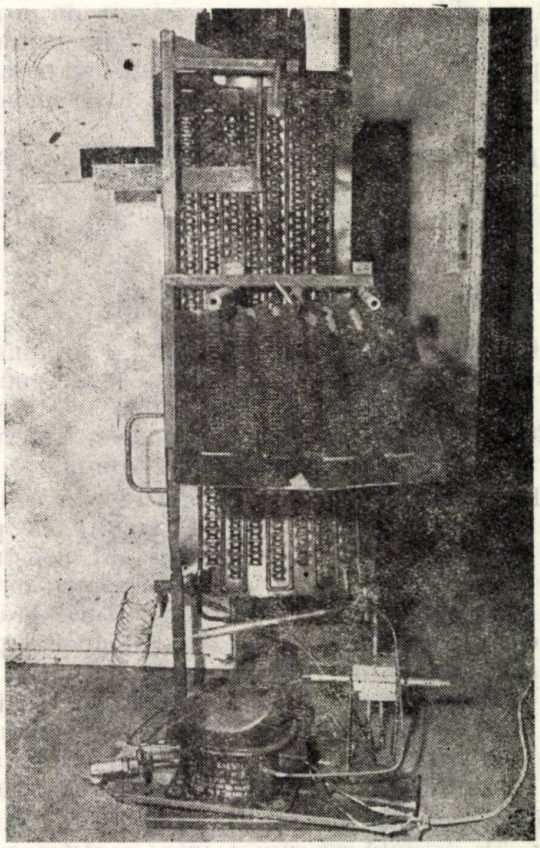


Fig. 6. Stand pentru verificarea funcționalității ventilului inversor.

Caracteristicile tehnice principale ale pompei de căldură

Compresorul pompei de căldură are o putere frigorifică de 2640 ± 6,4 kcal/h, ceea ce corespunde normelor CAER de instalații frigorifice, gradul de capsulare realizat fiind de 100%. Este prevăzut cu releu de suprasarcină, care funcționează corect în regimul de temperaturi −15°C ÷ +40°C.

Motorul electric care antrenează compresorul este un motor cu rotor în scurtcircuit cu puterea la arbore de 0,75 kW la 3000 rot/min și 220 V.

Motorul electric care acționează ventilatoarele, cu o putere de 0,2 kW, funcționează la 900 și 1200 rot/min, debitul de aer al ventilatorului radial corespunzător celor două turații fiind de 250, respectiv 300 m³/h, iar debitul de aer al ventilatorului axial este de 675, respectiv 800 m³/h. Suprapresiunile produse de cele două ventilatoare nu depășesc 9 mm H_2O.

Ventilele de laminare și ventilul inversor au fost realizate într-o concepție originală și au dovedit o bună funcționare în exploatare.

Schimbătoarele de căldură au fost construite special pentru schimb de căldură aer-freon, prin convecție, circulația ambelor medii fiind forțată. Serpentinele sînt confecționate din țeavă de cupru, pe care s-au montat aripioare din plăci de aluminiu. Suprafața de schimb de căldură a fiecăreia din baterii este cuprinsă între 4 și 9 m², în funcție de varianta de proiect utilizată (au fost realizate trei tipodimensiuni de suprafețe de schimb de căldură evaporator-condensator pentru trei modele experimentale de pompă de căldură aer-aer).

Dimensiunile de gabarit ale pompei de căldură sînt de 420 × 760 × 590 mm, ceea ce necesită o dimensiune de gol în fereastră de 420 × 760 mm.

Rezultate experimentale

Experimentările au urmărit determinarea caracteristicilor aeraulice și termice ale pompei de căldură construite și compararea acestora cu cele determinate pentru un model de referință străin, de tip Westinghouse Year Around.

Din studiul eficienței teoretice și reale a ciclului termodinamic (fig. 1) rezultă că performanțele modelului experimental construit sînt superioare celor determinate pentru modelul străin în intervalul de temperaturi studiat. Aceasta se explică prin realizarea unor suprafețe de schimb de căldură mult îmbunătățite la modelul românesc. Suprafețele de schimb de căldură sînt mult mai compacte și construcția lamelelor montate pe țevi permite un schimb de căldură prin convecție aer-freon foarte bun.

Eficiența de utilizare a energiei electrice (fig. 7), definită ca raport între cantitatea de căldură debitată de pompa de căldură — Q (kcal/h) — și echivalentul caloric al energiei electrice consumate în timp de o oră de pompa de căldură — E(kW/h) :

$$\varepsilon_{en.el.mds.} = \frac{Q}{860\ E} \qquad (3)$$

este cu mult mai mare pentru modelul experimental românesc.

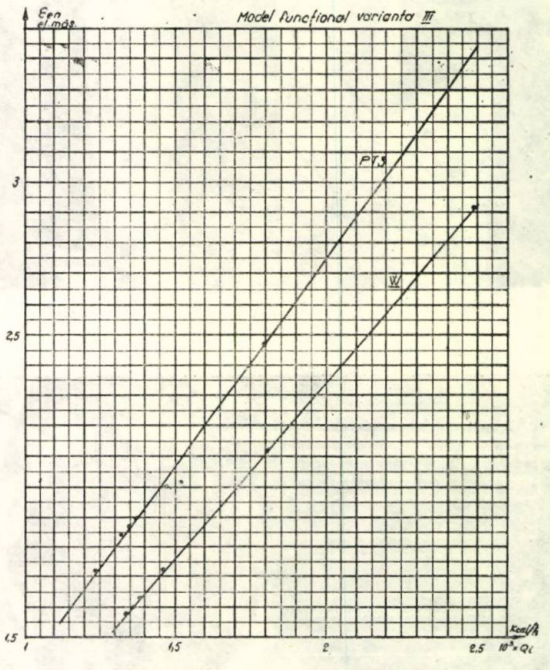


Fig. 7. Eficiența de utilizare a energiei electrice în regim de pompă de căldură.
P_{abs} W = 986 W
P_{abs} $PT3$ = 840 W

Cu același consum de energie electrică, E, în cazul pompei de căldură se obține o cantitate de căldură de 2—4 ori mai mare decît cea obținută prin transformarea directă a acestei energii electrice în căldură folosind efectul Joule (încălzirea cu ajutorul rezistențelor electrice).

Coeficientul global de schimb de căldură, k, are valori mai mari pentru bateria interioară și mai mici pentru bateria exterioară la modelul construit de ICEMENERG față de valorile corespunzătoare modelului străin (fig. 8). Aceasta se datorește faptului că la temperaturi foarte scăzute ale agentului frigorific prestrîngerea lamelelor pe țevi are o comportare mai puțin satisfăcătoare.

Valorile pierderilor de presiune sînt mult sub cele obținute pentru modelul de referință Westinghouse Year Around, atît pentru bateria interioară cît și pentru cea exterioară (fig. 9),

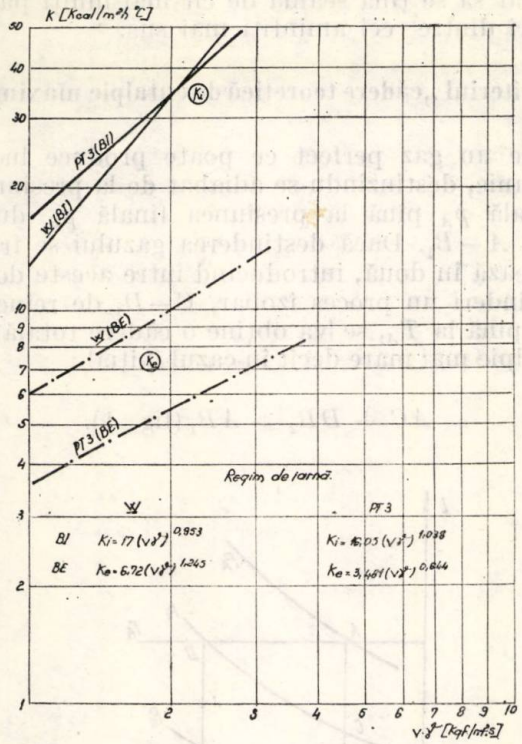


Fig. 8. Valorile coeficientului global de schimb de căldură, k, pentru bateria interioară și exterioară în funcție de viteza masică a fluidului de lucru.

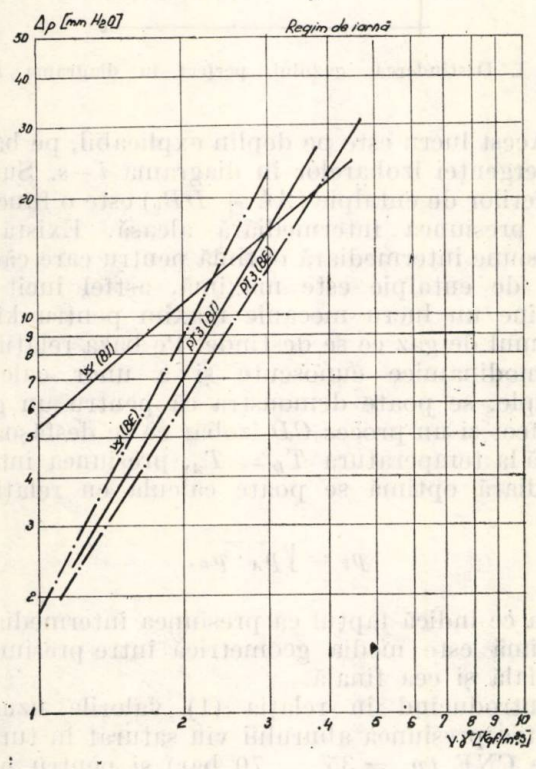


Fig. 9. Valorile pierderilor de presiune pentru bateria interioară și exterioară în funcție de viteza masică a fluidului de lucru.

dovedind o comportare mai bună în ceea ce privește consumul de energie electrică, lucru confirmat și de figura 7 [6].

Comparația efectuată între modelul experimental construit și modelul de referință străin dovedește obținerea unor caracteristici funcționale comparabile cu realizările străine de prestigiu.

Concluzii

Modelul experimental de pompă de căldură aer-aer realizat în cadrul ICEMENERG răspunde cerințelor imediate și de viitor privind încălzirea electrică eficientă a locuințelor. Agregatul construit poate funcționa atît ca pompă de căldură, în regim de iarnă, cît și ca aparat de condiționare, în regim de vară.

În perspectiva următorilor 10—15 ani, acest mod de încălzire s-ar putea răspindi la noi în țară în special în zonele locuibile din sudul și sud-estul țării unde nu există posibilitatea prevederii altor sisteme moderne de încălzire centrală (termoficare). Se estimează că economiile de combustibil realizate pe această cale ar putea ajunge în 1990 la circa 250 000 t c.c., reducîndu-se astfel consumul de energie primară pentru încălzirea locuințelor.

Bibliografie

[1] * * * *Elektrische Raumheizung und Klimatisierung nimmt zu.* In: BWK, 1969, p. 47—48.

[2] Kroms, A. *L'économie électrigue aux U.S.A.* În: Bull. ASE 61, 1970, p. 1159—1162 și 1276—1279.

[3] Petitdidier, P. *La pompe à chaleur.* În: Rev. Française de l'Electricité 247, 1974, p. 22—27.

[4] Laszlo, T. și Preda, D. *Unele considerații cu privire la încălzirea electrică a locuințelor.* În: Energetica 22, nr. 2, 1974, p. 53—60.

[5] Wolf, R. *Chauffage et conditionnement électrique des locaux.* Ed. Eyrolles, Paris, 1971.

[6] ISO R 859/1968 — *Essais et détermination des caractéristiques des conditionneurs d'air de pièces monoblocs.*

(Articol intrat în redacție la 31 martie 1976)

Studii de optimizare a presiunii de separare mecanică externă și supraîncălzire intermediară la ciclurile CNE cu abur saturat

Ing. Fl. Alexe,
Ing. D. Manea,
Ing. E. Șișchin*)

În ciclul cu abur viu saturat se utilizează curent separarea mecanică externă a umidității, combinată cu o supraîncălzire intermediară [1], [2], [3], [4]. Alegerea presiunii de separare exterioară și supraîncălzire pentru un caz dat necesită calcule de optimizare tehnico-economică în care să se țină seama de:

— modul de variație a randamentului ciclului cu presiunea de separare-supraîncălzire;
— pierderile de putere datorate umidității aburului;
— eroziunea provocată de aburul umed în turbină;
— eficiența separării umidității în sistemele mecanice de reducere a umidității interioare și exterioare;
— pierderea de presiune în sistemul exterior de separare mecanică și supraîncălzire intermediară;
— temperatura de supraîncălzire intermediară;
— gradul de reacțiune al treptelor de presiune ale turbinei, legea de răsucire a paletajului;
— puterea grupului turbogenerator;
— costul grupului turbogenerator;
— tipul și costul sistemului de separare-supraîncălzire;
— costul sistemului de preîncălzire regenerativă;
— costul instalațiilor auxiliare aferente grupului turbogenerator;
— pericolul de ambalare la căderea bruscă din sarcină.

Se remarcă numărul mare de variabile, influențele contradictorii ale diferiților factori enumerați mai sus, precum și faptul că influența unora dintre aceștia este imposibil de determinat cu exactitate pe cazuri generale, ci numai în situații particulare bine determinate.

În lucrarea de față se prezintă întîi cîteva criterii generale de alegere a presiunii de separare mecanică externă și supraîncălzire intermediară, pe baza cărora se trece apoi la un studiu mai amănunțit de optimizare, studiu în care s-a căutat să se țină seama de cît mai mulți parametri dintre cei amintiți mai sus.

*) Ing. Florin Alexe este asistent universitar la Catedra de centrale electrice, Facultatea de energetică, Institutul politehnic București; Dumitru Manea este inginer la ICEMENERG; Eugen Șișchin este inginer la IMGB, Secția turbine.

1. Criteriul „cădere teoretică de entalpie maximă"

Fie un gaz perfect ce poate produce lucru mecanic, destinzîndu-se adiabat de la presiunea inițială p_A pînă la presiunea finală p_B după linia $A-B_1$. Dacă destinderea gazului se fracționează în două, introducînd între aceste două destinderi un proces izobar, $C-D$, de reîncălzire pînă la T_A, se va obține o cădere totală de entalpie mai mare decît în cazul inițial:

$$AC + DB_2 > AB_1 \text{ (fig. 1).}$$

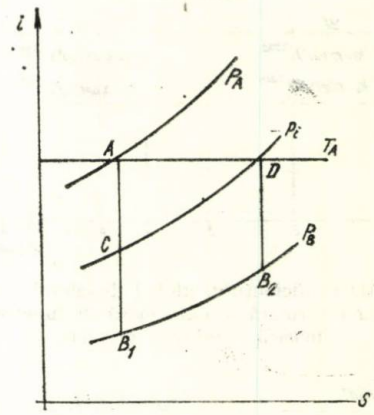


Fig. 1. Destinderea gazului perfect în diagrama $i-s$

Acest lucru este pe deplin explicabil, pe baza divergenței izobarelor în diagrama $i-s$. Suma căderilor de entalpie ($AC + DB_2$) este o funcție de presiunea intermediară aleasă. Există o presiune intermediară optimă pentru care căderea de entalpie este maximă, astfel încît se obține un lucru mecanic maxim pentru kilogramul de gaz ce se destinde. Pe baza relațiilor termodinamice cunoscute și a unor calcule simple, se poate demonstra că pentru un gaz perfect și un proces CD izobar ce se desfășoară pînă la temperatura $T_D = T_A$, presiunea intermediară optimă se poate calcula cu relația:

$$p_i = \sqrt{p_A \cdot p_B}, \qquad (1)$$

ceea ce indică faptul că presiunea intermediară optimă este media geometrică între presiunea inițială și cea finală.

Introducînd în relația (1) valorile uzuale pentru presiunea aburului viu saturat în turbinele CNE ($p_0 = 35 \ldots 70$ bar) și pentru presiunea la condensator ($p_c = 0{,}035 \ldots 0{,}065$ bar) se obțin presiunile intermediare din tabelul 1.

Cu ajutorul datelor din tabelul 1 se trasează diagrama din figura 2. Se observă că pentru un gaz perfect presiunea intermediară optimă

Tabelul 1

Valorile presiunii intermediare în funcție de p_0 și p_c

p_c [bar] \ p_0 [bar]	35	40	45	50	55	60	65	70
0,035	1,110	1,183	1,258	1,323	1,390	1,450	1,510	1,568
0,050	1,323	1,413	1,500	1,581	1,660	1,750	1,800	1,871
0,065	1,510	1,612	1,710	1,800	1,890	1,975	2,055	2,135

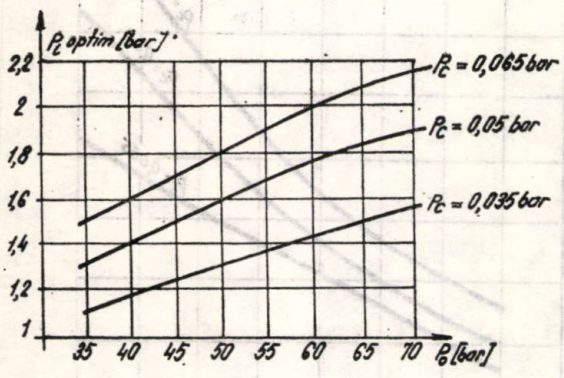


Fig. 2. Variația presiunii intermediare optime funcție de p_0 și p_c.

are valori sensibil mai coborîte față de valorile uzuale adoptate în cazul ciclului cu abur.

Aceasta impune concluzia că diferențele dintre aburul saturat și gazul perfect, ca și faptul că procesul de separare externă a umidității ce apare la aburul saturat este izobar-izoterm și nu se desfășoară pînă la $T = T_0$ conduc la altă valoare optimă teoretic a presiunii intermediare de separare. Pentru a se găsi acest optim ar trebui determinată o lege de variație a sumei căderilor de entalpie funcție de presiunea intermediară de separație și apoi pusă condiția :

$$\frac{d(\Sigma h_i)}{dp_i} = 0. \qquad (2)$$

Un asemenea mod de tratare a problemei necesită găsirea unor formule foarte precise de calcul pentru entalpia și entropia apei și a aburului în funcție de presiune. În lipsa unor astfel de formule, se va adopta un mod de lucru discontinuu, prin puncte, alegînd ca valori ale presiunii numai datele existente în tabelele de stare Vukalovici. Comparînd între ele sumele căderilor de entalpie obținute, se va reține valoarea cea mai mare pentru care se va considera presiunea optimă de separare. Metoda are dezavantajul că indică numai o presiune dintre cele existente în tabele, dar are principalul avantaj că se pretează foarte bine la prelucrarea datelor pe un calculator electronic.

Într-o primă etapă de lucru s-au prelucrat pe calculator datele pentru ciclul cu abur saturat cu o singură separare externă și fără supraîncălzire intermediară. Se fac următoarele ipoteze simplificatoare :

— destinderea în turbină se face adiabat ;

— procesul de separare externă are loc fără pierderi de presiune ;

— titlul aburului la intrarea în turbină ca și la sfîrșitul separării intermediare este $x = 1$.

Datele au fost prelucrate pe un calculator electronic Felix C—256, considerînd presiunile inițiale :

$p_0 = 35$; 40 ; 45 ; 50 ; 55 ; 60 ; 65 ; 70 bar și presiuni la condensator :

$p_c = 0{,}035$; 0,040 ; 0,045 ; 0,050 ; 0,055 ; 0,060 ; 0,065 ; 0,070 bar.

În tabelul 2 sînt prezentate cazurile reprezentative și presiunea optimă rezultată în aceste cazuri.

Se observă unele variații bruște ale presiunii intermediare optime, fapt explicabil prin aproximațiile existente în tabelele de

Tabelul 2

Valorile optime ale presiunii de separare intermediară pentru ciclul cu abur saturat cu o singură separare externă și fără supraîncălzire intermediară

p_c [bar] \ p_0 [bar]	35	40	45	50	55	60	65	70
0,035	2,2	2,4	2,7	3	3,3	3,7	4	4
0,050	2,4	2,7	3	3,2	3,6	4	4,4	4,4
0,065	2,7	3	3,2	3,6	4	4,4	4,5	4,5

abur. Curbele de variație a presiunii optime de separare externă a umidității au fost trasate printre puncte, rezultînd diagrama din figura 3.

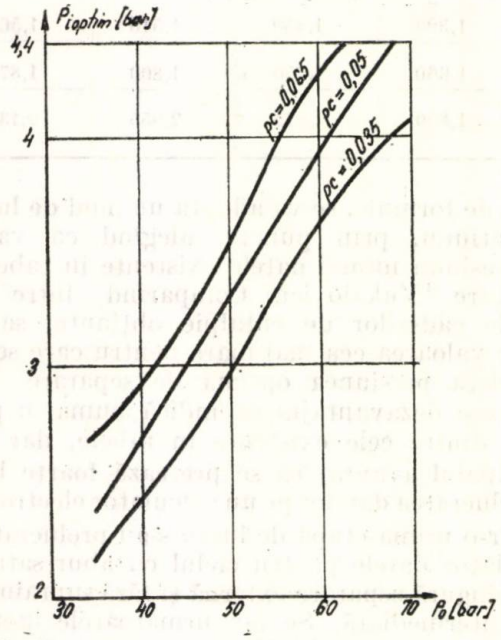


Fig. 3. Variația presiunii optime de separare externă pentru ciclul cu abur saturat cu o singură separare externă și fără supraîncălzire intermediară, funcție de p_0 și p_c.

Se remarcă valori sensibil mai ridicate ale presiunii intermediare optime față de cazul precedent. La fel ca și în cazul anterior, se remarcă o creștere a presiunii intermediare optime la creșterea presiunii inițiale a aburului viu și la creșterea presiunii în condensator.

S-au făcut aceleași operații pentru ciclul cu abur viu saturat cu o separare externă și supraîncălzire intermediară cu abur viu. S-au adoptat următoarele ipoteze simplificatoare:

— procesul de destindere din turbină este adiabat;

— titlul aburului viu este $x = 1$;

— procesul de separare-supraîncălzire este izobar;

— temperatura de supraîncălzire intermediară este $T_{si} = T_0 - 20°$. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 3 și figura 4.

Se poate observa că presiunea de separare-supraîncălzire pentru care se obține o valoare maximă a căderii de entalpie este mai mică în cazul ciclului cu separare și supraîncălzire

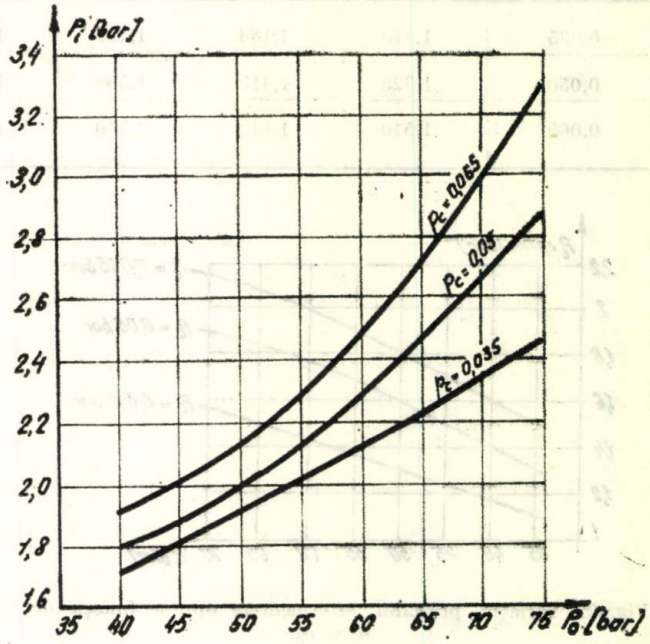


Fig. 4. Variația presiunii optime de separare-supraîncălzire pentru ciclul cu abur saturat cu o separare externă și supraîncălzire intermediară, funcție de p_0 și p_c.

intermediară decît la ciclul cu separare mecanică, apropiindu-se de cea determinată pentru un gaz perfect (fig. 2, tabelul 1).

2.. Criteriul titlului limită

S-a arătat că pentru alegerea presiunii de separare externă trebuie să se ia în considerație fenomenele de eroziune și de scădere a randamentului provocate de aburul umed. Pentru aceasta nu este posibilă o tratare obiectivă, date fiind formulele de calcul foarte diverse întîlnite în bibliografie.

Pentru a ține cont de fenomenele provocate de aburul umed fără a introduce formule semiempirice, subiective, și pentru a nu complica modelul de studiu, se introduce o condiție

Tabelul 3

Valorile optime ale presiunii intermediare pentru ciclul cu abur saturat cu o separare externă și supraîncălzire intermediară cu abur viu

p_c [bar] \ p_0 [bar]	35	40	45	50	55	60	65	70
0,035	1,7	1,8	1,9	2	2,1	2,2	2,3	2,5
0,050	1,8	1,9	2	2,2	2,3	2,4	2,7	2,9
0,065	1,9	2	2,2	2,3	2,5	2,7	3,1	3,3

suplimentară, potrivit căreia titlul aburului la ieşirea din corpul de medie presiune trebuie să aibă aceeaşi valoare cu titlul la ieşirea din corpul de joasă presiune. În acest caz se poate spune cu aproximaţie că fenomenele de eroziune şi scăderea de randament datorate umidităţii au aceleaşi efecte în CMP ca şi în CJP.

Cu ajutorul unor programe FORTRAN asemănătoare celor utilizate anterior se determină presiunile de separare- supraîncălzire pentru care se îndeplineşte condiţia de mai sus, pentru cazul ciclului cu separare mecanică şi pentru ciclul cu separare-supraîncălzire. Se adoptă următoarele ipoteze simplificatoare :

— aburul viu are titlul $x = 1$;

— aburul la ieşirea din separatorul mecanic extern are titlul $x = 1$ iar la ieşirea din supraîncălzitorul intermediar are temperatura $T_0 - 20°$;

— procesul din CIP şi CJP este adiabat neizentrop cu randamentele interne ale corpurilor în domeniul uzual de valori pentru turbinele CNE şi se ţine cont de pierderile prin umiditate [4], [6];

— procesul de separare-supraîncălzire este izobar ;

— se neglijează efectul separatoarelor interioare.

Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelele 4 şi 5 şi în figurile 5 şi 6.

Se observă că, atît în cazul ciclului cu separare mecanică cît şi în cazul celui cu separare şi supraîncălzire, valorile presiunii intermediare obţinute pe baza criteriului titlului limită sînt mai mari decît cele rezultate pe baza criteriului „cădere maximă de entalpie". La ciclul cu separare mecanică, valorile presiunii optime calculate pe baza celor două criterii menţionate mai sus se situează în aceeaşi zonă de optim, iar valorile titlului limitlă sînt scăzute şi scad cu creşterea presiunii iniţiale şi scăderea presiunii la condensator. Rezultă că menţinerea umidităţii în limite admisibile pentru ciclul cu o separare mecanică externă şi fără supraîncălzire intermediară este posibilă numai la valori scăzute ale presiunii iniţiale, $p_0 < 35 \ldots 40$ bar. La ciclul cu separare-supraîncălzire se observă că există diferenţe mari între presiunea intermediară rezultată prin criteriul „cădere maximă de entalpie" şi cea rezultată prin criteriul titlului limită. Alegerea valorii reale a presiunii de separare-supraîncălzire se va face între aceste

Tabelul 4

Valorile presiunii intermediare şi ale titlului pentru ciclul cu abur saturat cu separare mecanică externă şi fără supraîncălzire intermediară

p_0 [bar] / p_0 [bar]		35	40	45	50	55	60	65	70
0,035	p_i	2,4	2,7	3,0	3,2	3,4	3,7	4,0	4,2
	x	0,867	0,863	0,860	0,856	0,853	0,850	0,847	0,844
0,050	p_i	2,7	3,0	3,0	3,5	3,7	3,9	4,2	4,5
	x	0,870	0,867	0,863	0,859	0,856	0,851	0,849	0,847
0,065	p_i	3,0	3,3	3,6	3,9	4,2	4,5	4,8	5,0
	x	0,878	0,870	0,866	0,862	0,859	0,856	0,852	0,849

Tabelul 5

Valorile presiunii intermediare şi ale titlului pentru ciclul cu abur saturat cu separare mecanică externă şi supraîncălzire intermediară

p_0 [bar] / p_0 [bar]		35	40	45	50	55	60	65	70
0,035	p_i	4,5	5,2	6,2	7,0	8,0	9,0	10,5	11,5
	x	0,887	0,884	0,880	0,877	0,874	0,871	0,867	0,864
0,050	p_i	5,0	5,6	6,8	7,8	8,8	10,0	11,5	12,5
	x	0,891	0,886	0,884	0,881	0,877	0,874	0,871	0,868
0,065	p_i	5,4	6,4	7,4	8,4	9,6	11,0	12,5	13,5
	x	0,893	0,890	0,886	0,883	0,880	0,876	0,874	0,870

două limite pe baza criteriilor tehnico-economice amintite. Se mai observă că la ciclul cu separare mecanică și supraîncălzire valorile titlului

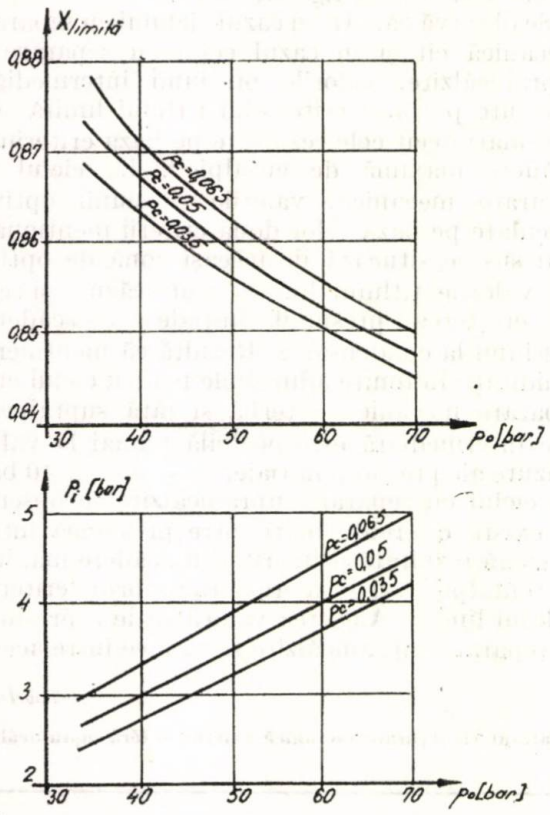


Fig. 5. Variația presiunii intermediare și a titlului limită în funcție de p_0 și p_c în cazul ciclului cu abur saturat cu o singură separare externă și fără supraîncălzire intermediară.

limită rămîn în limite admisibile pentru toate cazurile studiate, ceea ce impune concluzia că o astfel de schemă este cea mai indicată din punctul de vedere al micșorării efectelor negative ale aburului umed.

3. Determinarea presiunii de separare-supraîncălzire optimă tehnic

Se va denumi în cele ce urmează „presiunea optimă tehnic" acea valoare a presiunii de separare-supraîncălzire pentru care un ciclu dat realizează un randament maxim *).

Pentru determinarea cu precizie a valorii presiunii de separare optimă tehnic într-un număr cît mai mare de cazuri, s-a utilizat un program de prelucrare a datelor pe calculator de tipul celui descris în [5]. S-a considerat un ciclu cu o separare mecanică externă și o supraîncălzire intermediară cu abur viu (diferența de temperatură între aburul viu și aburul supraîncălzit intermediar s-a considerat de 20 (grd) cu 7 trepte de preîncălzire regenerativă și temperatura de alimentare optimizată conform [6]. Pentru a ține seama de influența umidității,

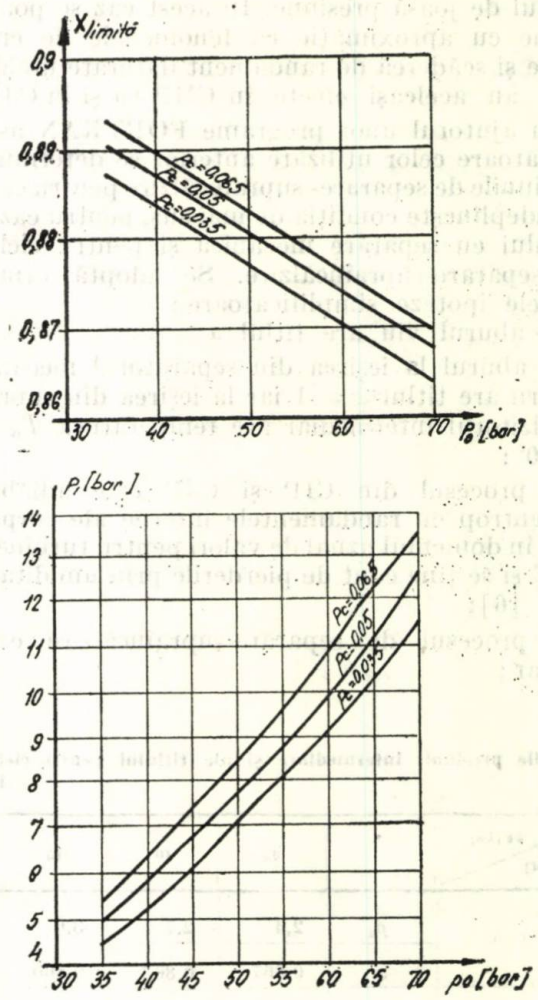


Fig. 6. Variația presiunii intermediare și a titlului limită funcție de p_0 și p_c în cazul ciclului cu separare-supraîncălzire intermediară.

a parametrilor aburului și a debitului volumic de fluid, asupra randamentului intern al corpurilor turbinei s-au folosit relațiile de calcul și corecțiile din lucrarea [8] *).

S-a prelucrat pe calculator un număr de 45 cazuri cu presiuni inițiale $p_0 = 40$; 55 ; 70 bar, presiune la condensator $p_c = 0{,}50$ bar, puteri termice ale reactorului nuclear $P_t = 1000$; 1500 ; 2000 MW_t, căutînd optimul în zona $p_1 \in (0{,}1 \ldots 0{,}22)\, p_0$.

Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 6 și figurile 7 și 8.

Se observă că :

— presiunea optimă tehnic nu depinde practic de puterea grupului turbogenerator ;

*) Existența unui maxim se poate deduce considerînd că presiunea de separare-supraîncălzire ia valori între p_c și p_0 și observînd că randamentul ciclului este același cînd $p_{si} = p_c$ și cînd $p_{si} = p_0$.

*) Deoarece lucrarea amintită se referă la corpurile de turbină cu turația $n = 3000$ rot/min, în lucrarea de față s-au considerat numai turbine de circa 300 ... 700 MW_e pe o linie de arbori la 3000 rot/min.

Tabelul 6

Valorile randamentului la bornele grupului turbo generator în funcție de presiunea inițială p_0 și raportul dintre presiunea de ieșire din CIP (p_1) și p_0 pentru presiunea la condensator $p_c = 0{,}050$ bar

p_0 [bar] \ p_1/p_0	0,10	0,13	0,16	0,19	0,22
40	0,3107490	0,3118677	0,3121474	0,3118988	0,311588
55	0,3263142	0,3268689	0,3272442	0,3271953	0,3269016
70	0,3369269	0,3371290	0,3373144	0,3373649	0,3372975

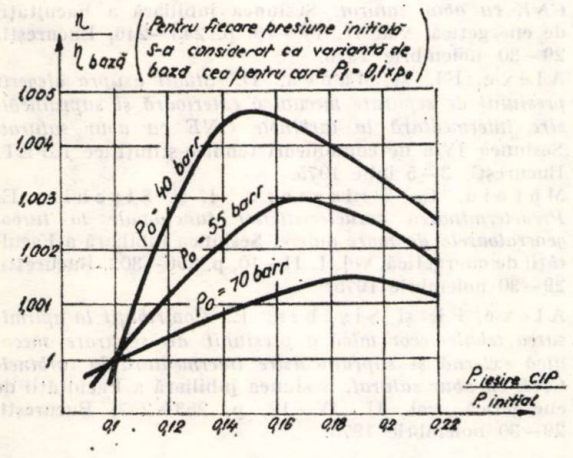


Fig. 7. Variația randamentului raportat al ciclului în funcție de raportul dintre presiunea de ieșire din CIP și presiunea aburului viu.

— în zona de optim, curba de variație a randamentului este puternic aplatisată, astfel încît o variație de $\pm$ 10% a presiunii față de valoarea optimă nu modifică practic randamentul;

— variația randamentului specific la modificarea presiunii intermediare este mai pronunțată la ciclurile cu parametri scăzuți ai aburului viu;

— raportul optim dintre presiunea aburului viu și presiunea la ieșire din CIP crește cu creșterea presiunii inițiale, valoarea acestuia fiind foarte apropiată de cea rezultată pe baza „criteriului titlului limită".

4. Considerații privind presiunea de separare mecanică și supraîncălzire intermediară optimă economic

Concluzii

Se va considera ca presiune intermediară optimă economic acea presiune pentru care se obține un preț de cost minim al energiei electrice produse de CNE cu abur saturat. Pentru determinarea acestui optim economic va trebui să se studieze modul de variație a investiției specifice cu presiunea intermediară. Se consideră că prețul echipamentului primar și al celui secundar de preîncălzire și de condensație nu variază și se neglijează variația de preț a separatorului mecanic exterior.

Principalele investiții ce vor varia vor fi cele în grupul turbogenerator și în supraîncălzitorul

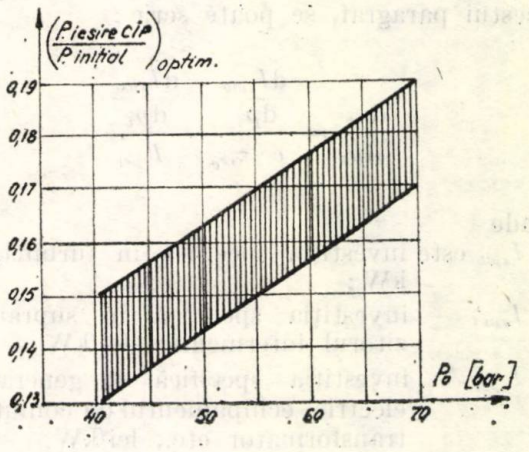


Fig. 8. Valorile raportului optim între presiunea de ieșire din CIP și presiunea inițială a aburului viu.

intermediar, care se vor modifica după cum urmează:

1. La creșterea presiunii de ieșire din CIP, acesta se ieftinește, în schimb se scumpește CJP, care este în fluxuri multiple; astfel turbina se scumpește; de asemenea, la creșterea puterii electrice, se va scumpi generatorul și echipamentul electric de comutație și transformare.

4.2. La creșterea presiunii de ieșire din CIP se micșorează intervalul de încălzire a aburului în supraîncălzitorul intermediar și se intensifică schimbul de căldură; astfel se ieftinește supraîncălzitorul intermediar, se vor ieftini conductele de abur supraîncălzit.

Se observă că scumpirea menționată la pct. 4.1 este mai importantă ca ieftinirea de la pct 4.2; de aceea presiunea intermediară optimă economic se va căuta la stînga presiunii optime tehnic ($p_{optim\ economic} < p_{optim\ tehnic}$). Pentru aceasta se consideră că creșterea presiunii intermediare este rentabilă economic atîta timp cît derivata randamentului global este suficient de mare. Pentru aceasta trebuie ca:

$$c \cdot \tau_{rec} \cdot \frac{d\eta b}{dp_i} = \frac{dI_{sp}}{dp_i} \qquad (3)$$

unde

c este costul energiei electrice de înlocuire, lei/kWh;

τ_{rec} — timpul de recuperare a investiției, h;

$\frac{d\eta_b}{dp_i}$ — derivata randamentului în raport cu presiunea de ieșire din CIP, m²/N;

$\frac{dI_{sp}}{dp_i}$ — derivata investiției specifice în raport cu presiunea de ieșire din CIP, lei·m²/N·kW.

Ținînd seama de cele arătate la începutul acestui paragraf, se poate scrie:

$$\frac{d\eta_{tb}}{dp_i} = \frac{\frac{dI_{sptb}}{dp_i} - \frac{dI_{spsi}}{dp_i}}{c \cdot \tau_{rec} - I_{spel}} \qquad (4)$$

unde

I_{sptb} este investiția specifică în turbină, lei/kW;

I_{spsi} — investiția specifică în supraîncălzitorul intermediar, lei/kW;

I_{spel} — investiția specifică în generatorul electric, echipamentul de comutație, transformator etc., lei/kW.

Să observă că în această expresie numărătorul din membrul al doilea are o valoare foarte mică în raport cu numitorul; aceasta indică faptul că practic optimul economic coincide cu cel tehnic. Dacă se va ține seama și de valoarea investițiilor în industria constructoare de mașini, se poate conchide că presiunea optimă de ieșire din CIP este acea valoare (aflată în intervalul hașurat din figura 8) pentru care se pot folosi maximum de repere tipizate.

Bibliografie

[1] Dănilă, N. *Centrale nuclearoelectrice*, Editura Academiei, București, 1972.

[2] Moțoiu, C. *Echipamente termomecanice în partea convențională a centralelor nuclearoelectrice*. Centrul de documentare energetică, București, 1974.

[3] Alexe, Fl., *Realizări și perspective în domeniul turbinelor pentru CNE*. Referat în cadrul doctoranturii, Catedra de cazane și turbine, Institutul politehnic București, 1973.

[4] Troianovski, A. M. *Turbini dlea atomnih elektrostanții*. Energhiia, Moscova, 1973.

[5] Șișchin, E. *Optimizarea ciclurilor termice în CNE cu ajutorul calculatorului*. Seminarul național științific studențesc, București, 2—3 noiembrie 1974.

[6] Alexe, Fl. și Manea, D. *Studii de optimizare tehnică a temperaturii apei de alimentare la ciclurile CNE cu abur saturat*. Sesiunea jubiliară a Facultății de energetică, vol. II, IV—10, p. 243—246, București, 29—30 noiembrie 1975.

[7] Alexe, Fl. și Manea, D. *Studii asupra alegerii presiunii de separare mecanică exterioară și supraîncălzire intermediară la turbinele CNE cu abur saturat*. Sesiunea IV-a de comunicări tehnico-științifice ICPET, București, 3—5 iulie 1975.

[8] Moțoiu, C., Prisecaru, I. și Șișchin, E. *Predeterminarea caracteristicilor funcționale la turbogeneratoarele de mare putere*. Sesiunea jubiliară a Facultății de energetică, vol. I, II—10, p. 296—302. București, 29—30 noiembrie 1975.

[9] Alexe, Fl. și Șișchin, E. *Contribuții la optimizarea tehnico-economică a presiunii de separare mecanică externă și supraîncălzire intermediară la turbinele CNE cu abur saturat*. Sesiunea jubiliară a Facultății de energetică, vol. II, IV—12, p. 253—257, București, 29—30 noiembrie 1975.

(Articol intrat în redacție la 14 ianuarie 1976)

Analiza cauză-efect a indicatorilor de siguranță ai liniilor de înaltă tensiune

Dr. ing. **D. S. Necșulescu**,
ing. **M. Stein**,
dr. ing. **A. Cristovici***)

Cauzele care conduc la declanșarea liniilor electrice aeriene sînt: supratensiunile atmosferice și de comutație, poluarea, deteriorarea izolatoarelor, ruperea conductoarelor sau a stîlpilor, etc. În urma producerii declanșărilor, analiza cauză-efect a identificat în general pentru LEA de IT, în diverse țări, un procent de 60—80% de declanșări datorate supratensiunilor [5]—[8]. În cazul unui număr deosebit de mare de declanșări a unor linii, mult mai mare decît în cazul altor linii similare, acest procent nu se mai poate considera ca o regulă și analiza cauză - efect necesită utilizarea unor modele de calcul mai complexe.

În cele ce urmează se prezintă sintetic rezultatele și concluziile obținute în urma utilizării programelor de calcul specializate elaborate în ISPE, utilizîndu-se în acest scop modele statistico-probabiliste de determinare a unor indicatori de defectare a LEA datorită supratensiunilor atmosferice [1] și de comutație [2].

1. Indicatori medii de siguranță la supratensiuni ai liniilor

1.1. Avînd în vedere importanța tradițională acordată supratensiunilor între cauzele de declanșare a LEA de IT, se analizează în continuare valori ale numărului mediu de declanșări obținute prin calcule de calculator cifric [1] și se compară cu rezultatele de exploatare.

Schema logică a algoritmului de calcul utilizat este prezentată în figura 1. Programul de calcul DECL cuprinde 600 de instrucțiuni și consumă circa 2 minute pentru o variantă de calcul. Calculul s-a efectuat pentru un număr mare de variante, ale căror date de intrare

*) Autorii sînt ingineri proiectanți principali la I.S.P.E.

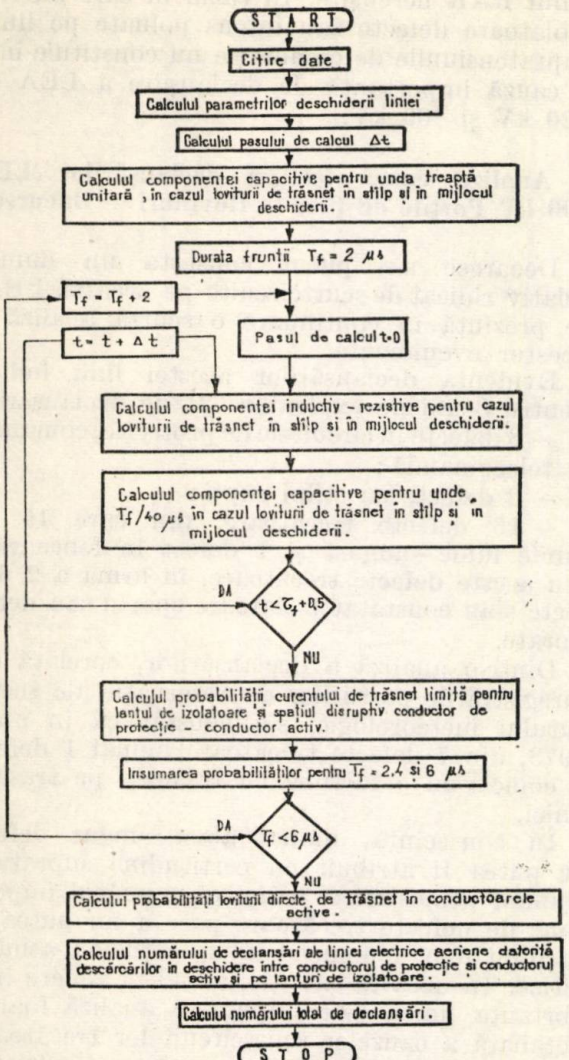


Fig. 1 Schema bloc a programului DECL

principale, pentru variantele de bază, sînt următoarele :

a) tensiunea de 50% descărcări la undă de impuls de trăsnet pozitivă pentru lanțuri cu armături (obținută prin probe de laborator, efectuate de ICEMENERG) :

— pentru lanțurile de izolatoare utilizate la LEA 220 kV : 1115 kV_{max}, pentru lanț 13 × × K3 și 1194 kV_{max}, pentru lanț 2 × VKLS 85/21 ;

— pentru lanțurile de izolatoare utilizate la LEA 400 kV : 1891 kV_{max}, pentru lanț 3 × × VKLS 85/21 și 2165 kV_{max}, pentru lanț 23 × PS 16

b) rezistența de dispersie a prizelor stîlpilor : 10—40 Ω ;

c) distanța minimă în mijlocul deschiderii între conductoarele active și de protecție :

— pentru LEA 220 kV : 6—8 m ;

— pentru LEA 400 kV : 8—11 m.

Rezultatele calculului numărului mediu de declanșări temporare și definitive la supratensiuni atmosferice sînt următoarele :

a) Dacă pe linie nu este nici un lanț de izolatoare cu vreun izolator defect :

LEA 400 kV — circa 2—3 sc./100 km.an

LEA 220 kV — circa 2—4 sc./100 km.an

Aceste rezultate sînt confirmate de datele de exploatare pentru condiții similare (ca tip de stîlp, număr de conductoare de protecție, rezistența prizei stîlpilor etc.), din U.R.S.S., R.S.C., R.P.P., Canada, S.U.A., Japonia, Finlanda, care, recalculate pentru un indice keraunic K = 40, indică pe ansamblu următoarele valori medii ponderate (cu numărul de ani de exploatare și lungimile liniilor)[3]—[8] :

LEA 400 kV — 2,1 sc./100 km.an ;

LEA 220 kV — 2,5 sc./100 km.an.

b) Dacă un lanț de izolatoare are izolatoare defecte, astfel încît probabilitatea de descărcare la impuls de trăsnet să devină 100%, atunci (pentru că aceasta nu influențează numărul de declanșări decît în cazul loviturilor în deschiderile vecine lanțului defect) se produce o creștere suplimentară a numărului de declanșări cu numai circa 0,2/100 km.an ;

c) Pentru ca, în urma deteriorării izolatoarelor, să crească sensibil numărul mediu de declanșări (de exemplu cu circa 2/100 km.an), ar fi necesar să se producă fie la zece lanțuri de izolatoare o creștere a probabilității p de descărcare la impuls de trăsnet de 100%, fie la mai mult de zece lanțuri cu $p < 100\%$.

Se poate considera deci că este necesară o deteriorare amplă a izolației LEA de IT pentru ca numărul de declanșări datorită supratensiunilor atmosferice să crească sensibil.

În țara noastră se raportează în medie pentru numărul total de declanșări temporare și definitive (pentru toate cauzele) : la 400 kV — circa 1—1,7/100 km.an ; la 220 kV — circa 5/100 km.an [5].

Pentru aceste declanșări se identifică drept cauză supratensiunile atmosferice în 20—25% din declanșări, iar pentru 50—70% din declanșări se specifică „cauza necunoscută" [5].

Comparînd raportările de rezultate de exploatare din R.S.R. cu rezultatele de calcul, se poate constata raportarea unei valori mai reduse a numărului de declanșări datorită supratensiunilor atmosferice decît cea rezultată fie din calcul, fie din statisticile străine, în special în cazul LEA de 400 kV, ceea ce se poate explica printr-un volum redus de informații (în ani. km LEA) sau prin neaprofundarea suficientă a cauzelor defectelor trecătoare pe asemenea LEA.

1.2. Calculele efectuate pentru determinarea probabilității ca, în caz de comutație, să se

producă o supratensiune care să conducă la declanşarea LEA de 220 şi 400 kV arată că cele mai periculoase sînt supratensiunile la RAR şi supratensiunile de anclanşare în gol a LEA [2].

Algoritmul programului de calcul RILEC, utilizat pentru obţinerea riscului de defect la comutaţii al unei LEA, este prezentat succint în anexă.

Datele folosite privind caracteristicile statistice ale supratensiunilor de comutaţie produse pe LEA 220 kV şi 400 kV din ţara noastră (bazate pe sinteza rezultatelor probelor de comutaţie realizate de ICEMENERG în perioada 1967—1974) sînt următoarele :

— pentru supratensiunea statistică :
2,5 u.r., în cazul LEA 220 kV ;
2,7 u.r., în cazul LEA 400 kV ;

— pentru abaterea medie pătratică (în procente din valoarea medie) :
25% în cazul LEA 220 şi 400 kV.

Pentru tensiunea de ţinere la impuls de comutaţie, în absenţa unor rezultate din probe de laborator în ţara noastră, s-au utilizat pentru calcule valori reprezentînd 85% din tensiunea de ţinere la impuls de trăsnet.

În ce priveşte numărul mediu anual de comutaţii s-au considerat circa 5 comutaţii cu RAR pentru 100 km LEA 220 kV şi 1,5 comutaţii cu RAR pentru 100 km LEA 400 kV.

Rezultatele de calcul arată că, pentru anclanşarea în gol a liniilor de 220 şi 400 kV, numai la 10—100 ani se poate produce o declanşare datorită supratensiunilor de anclanşare în gol cînd toate izolatoarele sînt bune şi că numai dacă sînt avariate cel puţin circa 23—30% din izolatoarele unui lanţ pe LEA, sau sînt intens poluate, apare posibilă o declanşare pe an, datorită supratensiunilor de anclanşare în gol. În consecinţă, supratensiunile de anclanşare în gol a LEA de IT pot deveni o cauză de luat în considerare de declanşare a LEA numai dacă sînt avariate sau intens poluate un număr mare de izolatoare pe LEA.

Rezultatele de calcul pentru cazul supratensiunilor de RAR arată că :

— în cazul în care nu sînt izolatoare defecte sau intens poluate pe LEA, numai circa 1—5% din numărul total de reanclanşări conduc la supratensiuni care produc declanşarea definitivă a LEA ;

— în cazul în care la un lanţ de izolatoare sînt circa două izolatoare avariate, circa 10% din reanclanşări conduc la supratensiuni care produc declanşarea definitivă, iar dacă sînt 5—6 izolatoare avariate la un lanţ de linie, practic toate RAR sînt nereuşite (100% RAR nereuşite).

Se constată astfel că, dacă deteriorarea izolatoarelor numai în cîteva lanţuri pe LEA nu produce practic o creştere sensibilă a numărului de declanşări la supratensiuni atmosferice, în schimb produce o creştere gravă a procentului RAR nereuşite. În cazul în care nu sînt izolatoare defecte sau intens poluate pe linie, supratensiunile de comutaţie nu constituie însă o cauză importantă de declanşare a LEA de 220 kV şi 400 kV.

2. Analiza cauză-efect a declanşărilor LEA 400 kV Porţile de Fier — Rovinari — Bucureşti

Deoarece s-a putut constata un număr relativ ridicat de scurtcircuite pe această LEA, se prezintă în continuare o scurtă analiză a acestor evenimente.

Evidenţa declanşărilor acestei linii indică pentru 3 ani de exploatare 21 de declanşări. :

— 3 defecte în circuitele de protecţie, comandă şi telecomandă ;

— 2 defecte cu stîlpi rupţi ;

— 16 defecte trecătoare, din care 15 în lunile iunie—august şi 1 defect în februarie ; din aceste defecte trecătoare, în urma a 2 defecte s-au constatat izolatoare sparte sau deteriorate.

Dintr-o analiză a declanşărilor, corelată cu înregistrările posturilor de observaţie ale Institutului meteorologic, s-a constat că în anul 1973, din 7 defecte trecătoare numai 1 defect a coincis cu o furtună cu trăsnete pe traseul liniei.

În consecinţă, numai acest singur defect ar putea fi atribuit cu certitudine supratensiunilor atmosferice, astfel că numărul important de defecte trecătoare pare a nu putea fi atribuit unor fenomene de supratensiuni atmosferice. În această situaţie, avînd în vedere importanţa liniei, s-ar impune o analiză foarte detaliată a cauzelor scurtcircuitelor trecătoare care să acorde atenţia cuvenită particularităţilor de traseu, stării calitative a izolaţiei, poluării, existenţei unor factori meteorologici locali specifici etc.

Concluzii

1. Deficienţele constatate la raportările cauzelor declanşărilor LEA de IT, precum şi diferenţele între rezultatele de exploatare şi de calcul pentru numărul mediu de declanşări datorate supratensiunilor atmosferice justifică o acţiune consecventă de identificare completă a cauzelor declanşărilor LEA de IT din ţara noastră, în special la liniile cu un număr mare de declanşări trecătoare.

2. Un număr mare de declanşări a unor LEA de IT, comparativ cu alte linii similare, poate fi datorat supratensiunilor atmosferice numai în cazul în care, în numeroase puncte de pe linie, izolaţia este redusă datorită deteriorării.

3. Supratensiunile de comutaţie pot deveni o cauză importantă de declanşare a LEA de IT numai dacă izolaţia liniei este local fie intens poluată, fie deteriorată.

ANEXĂ

Programul de calcul RILEC pentru calculul riscului de defect la comutaţii al liniilor electrice aeriene

Calculul riscului de defect al unui tronson de linie

Fie o staţie sau un tronson de linie ale căror dimensiuni limitate fac ca o supratensiune să solicite cu aceeaşi amplitudine simultan toate izolatoarele în paralel. Fie trei nivele diferite de izolaţie, *A*, *B*, *C*, corespunzînd caracteristicilor statistice :

UTA, UTB, UTC — tensiunea de 50 % descărcări la impuls de comutaţie a unei izolaţii de tip *A*, *B* sau *C*;

STA, STB, STC — coeficienţi care definesc variaţia cu tensiunea a probabilităţii de descărcare,

şi fie două nivele de protecţie cu caracteristici statistice corespunzînd mărimilor :

UAD, UAE — tensiunea de 50 % amorsări la impuls de comutaţie a unui descărcător de tip *D* sau *E*;

SAD, SAE — coeficient care defineşte variaţia cu tensiunea a probabilităţii de amorsare.

Se consideră supratensiunile de comutaţie distribuite normal cu caracteristicile statistice :

— UM — valoarea medie a amplitudinii ;

— SM — abaterea medie pătratică a amplitudinii.

Considerînd că atît probabilităţile tensiunilor de descărcare a izolaţiei, cît şi probabilităţile tensiunilor de amorsare a descărcătoarelor se pot prezenta prin funcţii Gauss, rezultă pentru izolaţia *A* :

$$P_A(U) = \frac{1}{\sqrt{2\cdot\pi}\cdot STA}\int_0^U \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{VA - UTA}{STA}\right)^2\right)\mathrm{d}VA \tag{A.1}$$

şi similar pentru *B* şi *C*, iar pentru descărcătorul *D* (şi similar pentru descărcătorul *E*) :

$$P_D(U) = \frac{1}{\sqrt{2\cdot\pi}\cdot SAD}\cdot\int_0^U \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{VD - UAD}{SAD}\right)^2\right)\mathrm{d}VD \tag{A.2}$$

Pentru cazul repartiţiei normale a amplitudinii supratensiunilor de comutaţie rezultă funcţia de repartiţie :

$$P_S(U) = \frac{1}{\sqrt{2\cdot\pi}\cdot SM}\cdot\int_1^U \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{V - UM}{SM}\right)^2\right)\mathrm{d}V \tag{A.3}$$

Fie *NA*, *NB*, *NC* numărul de izolatoare în paralel de tipul *A*, *B* şi *C* şi *ND*, *NE* numărul de descărcătoare în paralel de tipul *D* şi *E*.

Riscul de defect la supratensiuni de comutaţie al izolaţiei de tip *A* (probabilitatea ca pe unul din cele *NA* izolatoare să apară o descărcare în caz de comutaţie) este :

$$R_A = \int_1^{UM+E\cdot SM} p'_{SA}(U)\cdot P_{TA}(U)\cdot \mathrm{d}U \tag{A.4}$$

unde

$$p'_{SA}(U) = p'_{so}(U)\cdot(1 - q_A(U) + q'_A(U)\cdot(1 - p_{so}(U)) \tag{A.5}$$

$$q_A(U) = 1 - (1 - p_B(U))^{NB}\cdot(1 - p_c(U))^{NC}\cdot(1 - p_D(U))^{ND}\cdot \cdot(1 - p_E(U))^{NE} \tag{A.6}$$

$$P_{TA}(U) = 1 - (1 - p_A(U)^{NA} \tag{A.7}$$

E — numărul de abateri medii pătratice care rezultă din ecuaţia :

$$E = \frac{U_{max} - UM}{UM},$$

unde U_{max} este supratensiunea maximă care poate apărea (uzual se consideră $E = 3 - 4$).

Înlocuind indicele *A* cu *B* şi *C*, se obţin riscurile de defect R_B şi R_C. De asemenea, înlocuind indicele *A* cu *D* şi *E*, se obţine probabilitatea R_D şi R_E ca cel puţin un descărcător de tipul *D* şi, respectiv, *E* să amorseze.

În acest mod se obţin valorile maxime pentru $R_A - R_E$, considerînd că atît undele pline cît şi undele tăiate (care apar în urma unor amorsări pe alte elemente izolante sau de protecţie) produc descărcare, undele tăiate fiind considerate ca avînd amplitudinea egală cu tensiunea la care s-a produs amorsarea.

Pentru a încadra riscul real, se calculează de asemenea riscul minim în acelaşi mod ca mai sus, cu excepţia funcţiei :

$$p'_{SA} = p'_{so}(U)\cdot(1 - q_A(U)), \tag{A.8}$$

care, în acest caz, consideră numai undele pline, neglijîndu-se probabilitatea de descărcare la unde tăiate.

Calculul riscului de defect al unei linii

Calculul se efectuează împărţind linia în *NK* tronsoane, astfel ca izolaţia unui tronson să se poată considera că este solicitată simultan de supratensiune în amplitudine dată.

Calculul riscului pentru ansamblul liniei se efectuează însumînd riscurile obţinute pe cele *NK* tronsoane.

Programul de calcul

Programul de calcul, scris în limbaj FORTRAN pentru calculatorul numeric IRIS—50, cuprinde 700 de instrucţiuni şi consumă circa 30 s pentru o variantă de calcul.

Bibliografie

[1] Necşulescu, D. şi Cristovici, A. *Program de calcul al numărului de declanşări la supratensiuni atmosferice ale liniilor electrice aeriene de înaltă tensiune.* În : Construcţii şi montaje energetice, nr. 8, 1971, p. 365—369.

[2] Necşulescu, D. S., Popescu, A. şi Cristovici. A. *Noi programe şi metode statistico-probabilistice de predeterminare a riscului de descărcare la supratensiuni şi deciziile statistice privind coordonarea izolaţiei.* Al 3-lea Simpozion „Siguranţa în funcţionare a instalaţiilor energetice", Suceava, noiembrie 1975.

[3] Burgsdorf, V. V. *Grozazaşcita linii elektroperedaci.* În : Elektricestvo, nr. 8, 1969.

[4] * * * *Electrical Transmission and Distribution Reference Book.* Westinghouse Electrical Corporation, New York, 1964.

[5] Florea, G. *Analiza funcţionării LEA de 220 şi 400 kV din R.S.R.* În : Construcţii şi montaje energetice, nr. 3, 1974, p. 139—151.

[6] Melnikov, N. A. ş.a. *Proektirovanie elektriceskoi ceasti vozdušnik linii elektroperedaci 330—500 kV.* Izd. Energhiia, Moscova, 1974.

[7] Whitehead, E. R. *Tour d'horison de la CIGRE concernant les performances des lignes de transport à THT vis-à-vis des coups de foudre.* În : Electra, nr. 3, 1974, p. 63—89.

[8] * * * IEEE—EEI. Committee Report. *EHV Line Outages.* În : Trans. on PAS, nr. 5, 1967, p. 547—562.

(Articol intrat în redacţie la 10 ianuarie 1976)

Metodă de calcul al regimului de pornire a motoarelor asincrone de mare putere care acționează mașini de lucru cu caracteristică de tip ventilator

Ing. Al. Selischi
și ing. I. Rențea*)

Generalități

Utilizarea în acționările electrice a motoarelor asincrone prezintă avantaje mari față de celelalte tipuri de motoare, deoarece au o construcție simplă și fiabilitate ridicată. Rotorul motorului asincron fiind în scurtcircuit, nu necesită instalații auxiliare pentru pornire și funcționare normală. Singura problemă pe care o ridică utilizarea motoarelor asincrone de mare putere este problema pornirii, astfel încît să nu se producă căderi de tensiune care să deranjeze ceilalți consumatori racordați pe aceeași bară cu motorul care pornește.

Importanța acestui dezavantaj scade, în raport cu avantajele arătate mai sus, deoarece, datorită creșterii puterii instalate a sistemului electroenergetic, se mărește posibilitatea acestuia de a asigura pornirea unor motoare asincrone cu puteri din ce în ce mai mari prin cuplare directă la rețea.

Motoare asincrone de mare putere se întîlnesc în majoritatea ramurilor economiei naționale, de exemplu în agricultură (pentru acționarea pompelor de irigații), în industria chimică (pentru acționarea compresoarelor, pompelor etc.), în centralele electrice (pentru acționarea electropompelor, a ventilatoarelor și a morilor de cărbune).

Odată cu creșterea puterii unitare a blocurilor energetice a crescut și puterea motoarelor asincrone din serviciile proprii ale acestora, ajungînd de exemplu la blocurile de 330 MW la puteri unitare de 7200 kW pentru antrenarea electropompelor de alimentare. Utilizarea unor motoare asincrone cu puteri unitare de asemenea valori necesită o bună cunoaștere a proceselor electromecanice tranzitorii de pornire.

În lucrarea de față se prezintă o metodă de calcul a proceselor tranzitorii electromecanice în cazul pornirii unui motor asincron de mare putere, precum și influența acestor procese asupra celorlalți consumatori alimentați de pe pe aceeași bară.

* Dr. ing. Al. Selischi este șef de lucrări la Catedra de centrale electrice, Institutul politehnic București; Ion Rențea este inginer la ICEMENERG.

2. Prezentarea metodei

În cadrul metodei de calcul elaborate s-au făcut următoarele ipoteze simplificatoare:

a) Se neglijează rezistențele în raport cu reactanțele pentru:
- sursa de alimentare;
- transformatoarele de forță;
- motorul care pornește;
- sarcina de pe bare.

b) Deoarece sursa de alimentare este sistemul energetic, s-au putut neglija procesele tranzitorii ale generatoarelor sincrone.

S-a considerat schema de calcul din figura 1.

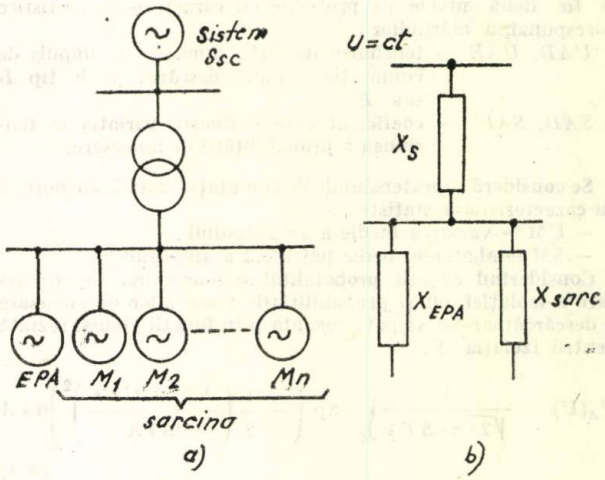


Fig. 1

$$X_{sistem} = \frac{U^2}{S_{sc}}$$

$$X_S = X_T + X_{sistem}$$

unde: U este tensiunea barei, kV;
S_{sc} — puterea de scurtcircuit a sistemului în punctul considerat, MVA;
X_T — reactanța transformatorului coborîtor sau a bobinei de reactanță;
X_S — reactanța sursei de alimentare;
X_{sarc} — reactanța sarcinii;
X_{EPA} — reactanța motorului care pornește în momentul cuplării (alunecarea $S = 1$).

Rezultă:

$$I_{P\Sigma} = \frac{U_1}{X_S + \frac{X_{sarc} \cdot X_{EPA}}{X_{sarc} + X_{EPA}}} \qquad (1)$$

unde $I_{P\Sigma}$ — curentul total absorbit de la sursă în timpul pornirii.
U_1 — tensiunea sursei de alimentare.

Tensiunea la bornele motorului va fi:

$$U_M = I_{P\Sigma} \cdot \frac{X_{sarc} \cdot X_{EPA}}{X_{sarc} + X_{EPA}} \qquad (2)$$

Din relaţiile (1) şi (2) rezultă :

$$U_M = \frac{U_1}{1 + X_s\left(\frac{1}{X_{sarc}} + \frac{1}{X_{EPA}}\right)} \qquad (3)$$

Deoarece pentru calcul este mai comodă o relaţie funcţie de puteri în mărimi relative, s-au introdus următoarele relaţii :

$K_U = \frac{U_M}{U_{nM}}$ — valoarea relativă a tensiunii la bornele motorului;

$S_{sc} = \frac{U_{nM}^2}{X_S}$ — puterea de scurtcircuit pe barele de unde se alimentează motorul;

$Q_{sarc} = \frac{U_{nm}^2}{X_{sarc}}$ — puterea reactivă absorbită de sarcina existentă pe bare;

$S_{mp} = \frac{U_{nm}^2}{X_{EPA}}$ — puterea reactivă absorbită de motorul care porneşte.

Înlocuind în (3), se obţine :

$$K_U = \frac{U_1/U_{nM}}{1 + X_{*s}(Q_{*sarc} + S_{*pm})} \qquad (4)$$

în care s-au notat :

$$X_{*s} = \frac{S_{nT}}{S_{sc}};\quad Q_{*sarc} = \frac{Q_{sarc}}{S_{nT}};\quad S_{*pm} = \frac{S_{mp}}{S_{nT}} \qquad (5)$$

După cum se vede din relaţiile (4) şi (5), pentru determinarea lui K_U se folosesc mărimile S_{mp} şi Q_{sarc} calculate la tensiunea nominală a motorului U_{nM}.

Deoarece mărimile S_{mp} şi Q_{sarc} sînt funcţii de tensiune, rezultă că relaţia (4) nu dă o exactitate suficientă.

Pentru a mări precizia de calcul s-a folosit relaţia :

$$K_U = \frac{\frac{U_1}{U_{nM}}}{1 + X_{*s}[S_{*pM}(K_U) + Q_{*sarc}(K_U)]}. \qquad (6)$$

Variaţia puterii absorbite la pornire de un motor cînd tensiunea pe bare scade la valoarea $K_u \cdot U_{nM}$ este reprezentată de relaţia :

$$S_{*pM}(K_u) = S_{*pM} \cdot K_U^2. \qquad (7)$$

Puterea reactivă absorbită de sarcina suplimentară se poate calcula cu relaţia :

$$Q_{*sarc}(K_u) = Q_{*0} + \Delta Q_{*n}\beta^2, \qquad (8)$$

unde

Q_{*0} este puterea reactivă absorbită la mers în gol de maşinile electrice care formează sarcina suplimentară;

ΔQ_{*n} — puterea reactivă consumată suplimentar la sarcina nominală a maşinilor electrice respective;

$\beta = \frac{p}{p_n}$ — coeficientul de încărcare a maşinilor respective.

Puterea reactivă de mers în gol, pentru maşinile electrice, reprezintă în medie 70% din întreaga putere reactivă consumată de maşina încărcată la sarcina nominală. Considerînd un coeficient de încărcare mediu în jur de 60%, relaţia (8) devine :

$$Q_{*0} = 0{,}85 \cdot Q_{*sarc} \qquad (9)$$

$$Q_{*r} = \Delta Q_n \cdot \beta^2 = 0{,}15\ Q_{sarc}$$

Dependenţa puterii reactive absorbite de maşinile electrice în condiţiile scăderii tensiunii la o valoare $K_u \cdot U_{nM}$ este dată de relaţia :

$$Q_{*sarc}(K_u) = Q_{*0} \cdot K_u^2 + Q_{*r} \cdot K_u^{-2} \qquad (10)$$

Din relaţiile (4), (7) şi (10) rezultă :

$$K_u = \frac{U_1/U_{nM}}{1 + X_{*s}[S_{*pm} \cdot K_u^2 + Q_{*0} \cdot K_u^2 + Q_{*r}K_u^{-2}]}. \qquad (11)$$

Determinarea tensiunii cu relaţia (11) necesită un volum foarte mare de calcul, din care cauză s-a realizat un program pentru calculatorul numeric care să determine mărimile caracteristice regimului tranzitoriu de pornire a unui motor asincron prin cuplare directă la reţea, ca : variaţia tensiunii pe bară în timpul pornirii, curentul absorbit de motor, cuplul electric al motorului, cuplul rezistent etc.

În calcul se ţine cont de modul de construcţie a rotorului, fiind tratate diferit motoarele cu dublă colivie faţă de cele cu bare înalte.

Modul de determinare a rezistenţei şi reactanţei echivalente a rotorului funcţie de tipul motorului considerat este indicat în anexa 1.

Rezistenţa şi reactanţa echivalentă rotorică fiind variabile cu alunecarea, rezultă ca dependente de alunecare multiplul cuplului maxim şi alunecarea critică, care au următoarele expresii simplificate :

$$S_{cr} = \frac{c_1 \cdot R'_{2e}}{\sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 \cdot X'_{2e})^2}}$$

$$b = \frac{M_{max}}{M_n} = \frac{3 \cdot K_u^2}{2{,}2 \cdot [R_1 + \sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 \cdot X'_{2e})^2}]}$$

Funcţie de aceste mărimi s-a determinat cuplul electric :

$$m_e = \frac{M_e}{M_n} = \frac{2b}{s_{cr}/s + s/s_{cr}}.$$

Cuplul mecanic depinde de mecanismul antrenat.

Pentru mecanismele cu caracteristică tip vetilator:

$$m_m = \frac{M_r}{M_n} = m_{f0} + (m_s - m_{f0})(1 - s)^2,$$

unde m_{f0} este cuplul relativ de frecări;

m_r — cuplul de sarcină.

Inițializarea timpului se face la valoarea zero și a alunecării la valoarea 1. Trecerea la pasul următor se face prin creșterea timpului cu un pas Δt și scăderea alunecării cu o valoare Δs obținută prin rezolvarea ecuației cu diferențe finite.

$$\Delta S = \frac{\Delta t \cdot \Delta m}{T_a},$$

în care

$\Delta m = m_e - m_m$ este cuplul dinamic de accelerare;

T_a — constanta de lansare a motorului și a agregatului antrenat.

Procesul de pornire se consideră încheiat atunci cînd cuplul electric devine egal cu cuplul rezistent, deci cuplul de accelerare este nul.

Programul a fost verificat în numeroase cazuri pentru diferite motoare din cadrul serviciilor proprii ale multor centrale din sistemul energetic național.

În anexa 2 este arătat modul de variație a curentului de pornire pentru electropompa de alimentare și pentru electropompa de circulație din cadrul CET Brazi.

În tabelele 1 și 2 sînt prezentate rezultatele obținute prin calcul în comparație cu cele obținute în timpul probelor pe viu, efectuate în instalații de către ICEMENERG. [2].

Concluzii

Lucrarea este concepută astfel încît, cu un necesar minim de date inițiale, să se poată stabili gradul de influență între mai multe motoare electrice cuplate pe aceeași bară, la pornirea celui mai mare motor.

Cu un timp de calcul destul de mic se pot obține informații utile despre acest regim tranzitoriu, precum și valorile de reglaj al protecțiilor prin relee.

Din tabelele 1 și 2 rezultă că pentru prima parte a regimului tranzitoriu eroarea se menține în limite admisibile (sub 5%).

Acest model matematic simplu are avantajul că utilizează date despre motoare care pot fi găsite în cataloagele constructorilor. Utilizarea unui model matematic complicat necesită introducerea și a altor parametri, care nu se găsesc în catalog, a căror aproximare duce la creșterea erorii de calcul.

ANEXA 1

a) Determinarea rezistenței și reactanței echivalente pentru motoarele cu bare înalte

În cadrul programului pentru motoarele cu bare înalte a fost considerată schema echivalentă din figura 2.

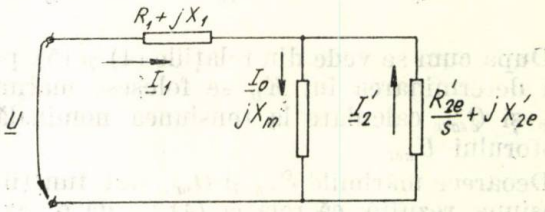


Fig. 2

Tabelul 1

Variația curentului de pornire absorbit de electropompa de alimentare

Timpul	0	0,16	0,29	0,58	0,78	1	2	3	3,5	4	4,5
Curentul măsurat	6,28	6,51	6,4	6,4	6,32	6,18	5,5	4,68	2,14	1,17	0,5
Curentul calculat	6,25	6,2	6,2	6,2	6,18	6,15	5,5	3,6	2,6	0,8	0,5
Eroarea, %	0,48	4,76	3,13	3,13	2,22	0,49	0	23,1	21,15	31,6	0

Tabelul 2

Variația curentului de pornire absorbit de electropompa de circulație

Timpul	0	0,50	0,75	1	1,25	1,5	2	2,50
Curentul măsurat	5,4	5,35	5,3	5,20	5,15	5,0	3,64	0,735
Curentul calculat	5,30	5,25	5,2	5,18	5,15	5,1	4,0	0,74
Eroarea, %	2,75	1,87	1,89	0,38	0	−2,0	−10,0	−0,7

În această schemă s-au notat:

$$R'_{2e} = K_R \cdot R'_{20}$$

unde $K_R = a \cdot s + b$, pentru $s \geqslant 0{,}05$ (1)

Pentru $s = 1$ se obține: $(K_R)_{s=1} = \dfrac{R'_{21}}{R'_{20}}$,

în care

R'_{21} este rezistența rotorică raportată la stator pentru $s = 1$;

R'_{20} — rezistența rotorică raportată la stator pentru $s = 0$.

$$X'_{2e} = K_x \cdot X'_{20} \quad (2)$$

unde $K_x = c \cdot s + d$, pentru $s \geqslant 0{,}05$.

Pentru $s = 1$ există relația: $(Kx)_{s=1} = \dfrac{X'_{21}}{X'_{20}}$,

în care X'_{21} este reactanța rotorică raportată la stator pentru $s = 1$;

X'_{20} — reactanța rotorică raportată la stator pentru $s = 0$.

Cunoscînd curentul relativ de pornire, s-a determinat impedanța totală de scurtcircuit a motorului cu relația:

$$Z_{sc} = \frac{U_n}{\sqrt{3}\, I_{*p} \cdot I_n} \cdot \quad (2')$$

Cuplul de pornire relativ are expresia:

$$m_p = \frac{M_p}{M_n} = \frac{3 \cdot I_p^2 \cdot I_n^2 R'_{21}(1 - S_n)}{P_n + \Delta P_m}, \quad (3)$$

în care I_{*p} este curentul relativ de pornire al motorului;

I_n — curentul nominal al motorului;

P_n — puterea nominală a motorului;

ΔP_m — pierderile mecanice, care pot fi considerate 1% din puterea nominală.

Din relația (3) se determină valoarea rezistenței rotorului pentru $s = 1$ raportată la stator:

$$R'_{21} = \frac{(P_n + \Delta P_m) \cdot m_p}{(3 - s_n) \cdot I_{*p}^2 \cdot I_n^2} \quad (4)$$

Expresia cuplului maxim al motorului raportat la cuplul nominal:

$$b_n = \frac{M_{max}}{M_n} =$$

$$= \frac{U_n^2(1 - s_n)}{2 \cdot c_1 \cdot (P_n + \Delta P_m)[\sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 \cdot X'_{20})^2} + R_1]}, \quad (5)$$

în cazul în care neglijăm R_1^2 față de $(X_1 + c_1 \cdot X'_{20})^2$ devine:

$$b_n = \frac{U_n^2(1 - s_n)}{2 \cdot c_1 \cdot (P_n + \Delta P_m)(R_1 + X_1 + c_1 \cdot X'_{20})}, \quad (6)$$

în care

$X_1 + c_1 \cdot X'_{20}$ este reactanța motorului la $s = 0$

R_1 — rezistența înfășurării statorice;

S_n — alunecarea nominală.

Din relația (6) se determină reactanța motorului la $s = 0$:

$$X_1 + c_1 \cdot X'_{20} = \frac{U_n^2(1 - S_n)}{2 \cdot c_1 \cdot (P_n + \Delta P_m) \cdot b_n} - R_1. \quad (7)$$

Examinînd S_{cr} în expresiile (8) și (9):

$$S_{cr} = \frac{c_1 \cdot R'_{20}}{X_1 + c_1 \cdot X'_{20}} \quad (8)$$

$$S_n = \frac{S_{cr}}{b_n + \sqrt{b_n^2 - 1}} \quad (9)$$

s-a obținut:

$$S_n = \frac{c_1 \cdot R'_{20}}{(X_1 + c_1 \cdot X'_{20}) \cdot (b_n + \sqrt{b_n^2 - 1})} \quad (10)$$

Introducînd (7) în (10), considerînd cu o bună aproximație $R_1 = R'_{20}$ și rezolvînd ecuația obținută în raport cu R'_{20}, rezultă:

$$R'_{20} =$$

$$= \frac{U^2 \cdot (1 - S_n)}{2 \cdot c_1 \cdot b_n (P_n + \Delta P_m) \left[1 + \dfrac{c_1}{S_n(\sqrt{b_n^2 - 1} + b_n)}\right]}. \quad (11)$$

Reactanța de scăpări a rotorului raportat la stator pentru $s = 1$ se determină cu relația:

$$X_1 + c_1 \cdot X'_{21} = \sqrt{Z_{sc}^2 - (R_1 + R'_{21})^2}, \quad (12)$$

unde Z_{sc} este dat de relația (2').

Avînd determinate, ca mai sus, valorile R'_{20}, R'_{21}, X'_{20} și X'_{21}, se calculează:

$$(K_R)_{s=1} = \frac{R'_{21}}{R'_{20}}$$

$$(K_X)_{s=1} = \frac{X'_{21}}{X'_{20}}$$

și apoi coeficienții ecuațiilor de gradul I, care arată modul de variație, astfel:

$$a = \frac{(K_R)_{s=1} - 1}{0{,}95}$$

$$b = \frac{0{,}05 \cdot ([K_R)_{s=1} - 1]}{0{,}95}$$

$$c = -\frac{1 - (K_X)_{s=1}}{0{,}95}$$

$$d = 1 + \frac{0{,}05\,[1 - (K_X)_{s=1}]}{0{,}95}$$

Reprezentînd grafic modul de variaţie a rezistenţei şi reactanţei rotorice, se obţin curbele din figurile 3 şi 4.

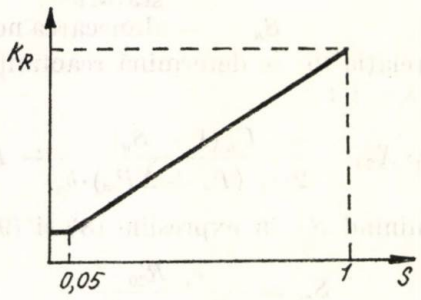


Fig. 3

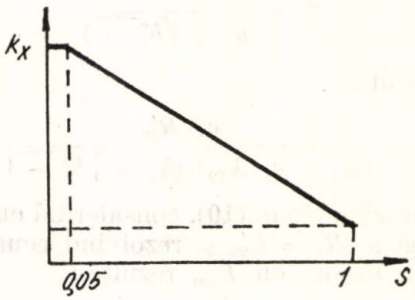


Fig. 4

b) Determinarea rezistenţei şi reactanţei echivalente a rotorului pentru motoarele cu dublă colivie

Avînd în vedere că motoarele cu dublă colivie au în rotor două colivii din materiale diferite şi plasate în poziţii diferite faţă de axă, schema echivalentă a motorului a fost considerată ca în figura 5, în care s-au notat :

R_1 — rezistenţa statorică ;
X_1 — reactanţa statorică ;
R'_L — rezistenţa coliviei de lucru raportată la stator ;
X'_L — reactanţa coliviei de lucru raportată la stator ;
R_p — rezistenţa coliviei de pornire raportată la stator ;
X'_p — reactanţa coliviei de pornire raportată la stator ;
s — alunecarea la momentul t.

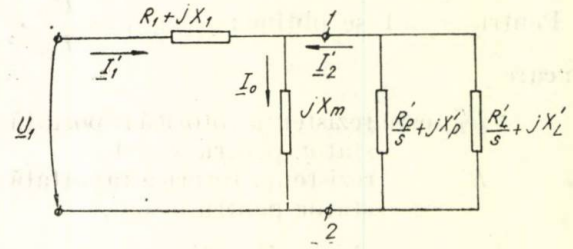


Fig. 5

Din proba de mers în gol se determină :

A_0 — rezistenţa echivalentă a schemei văzută de la bornele (1 — 2) pentru $s = 0$,

B_0 — reactanţa echivalentă a schemei văzută de la bornele (1—2) pentru $s = 0$,

iar din proba de scurtcircuit :

A_1 — rezistenţa echivalentă a schemei văzută de la bornele (1 — 2) pentru $s = 1$,

B_1 — reactanţa echivalentă a schemei văzută de la bornele (1 — 2) pentru $s = 1$.

Considerînd în paralel impedanţele coliviei de lucru şi de pornire, se obţine :

$$A_0 = \frac{R'_p \times R'_L}{R'_p + R'_L}$$

$$B_0 = \frac{R'^2_p \cdot X'_L + R'^2_L \cdot X'_p}{(R'_p + R'_L)^2}$$

$$A_1 = \frac{R'_p \cdot R'_L (R'_p + R'_L) + R'_L X'^2_p + R'_p X'^2_L}{(R'_p + R'_L)^2 + (X'_p + X'_L)^2}$$

$$B_1 = \frac{R'^2_p \cdot X'_L + R'^2_L \cdot X'_p + X'_p \cdot X'_L (X'_p + X'_L)}{(R'_p + R'_L)^2 + (X'_p + X'_L)^2}$$

Rezolvînd sistemul de mai sus, se determină valorile R'_p, R'_L, X'_p şi X'_L.

Pentru o valoare s a alunecării, rezistenţa echivalentă a rotorului raportată la stator se determină cu relaţia :

$$R'_{2e} = \frac{(R'_p + R'_L)\cdot(R'_p R'_L - S^2 \cdot X'_p \cdot X'_L) + (R'_p \cdot X'_L + R'_L X'_p)(X'_p + X'_L)\cdot S^2}{(R'_p + R'_L)^2 + S^2 (X'_p + X'_L)^2}$$

În aceleaşi condiţii, reactanţa echivalentă a rotorului raportată la stator este :

$$X'_{2e} = \frac{(R'_p + R'_L)\cdot(R'_p X'_L + R'_L \cdot X'_p) - (X'_p + X'_L)\cdot(R'_p R'_L - S^2 \cdot X'_p \cdot X'_L)}{(R'_p + R'_L)^2 = S^2 \cdot (X'_p + X'_L)^2}$$

ANEXA 2

Analiza comparativă a rezultatelor obținute experimental și prin calcul

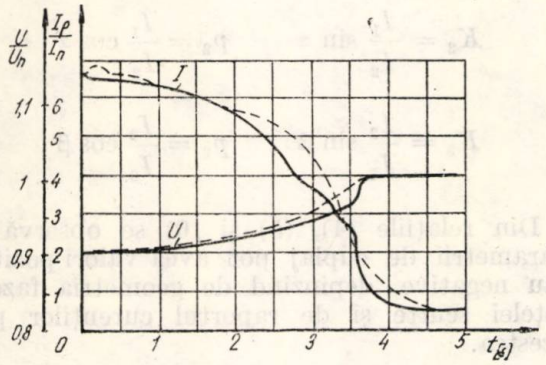


Fig. 6. Pornirea electropompei de alimentare.
▬▬ rezultate calcul; — — — rezultate experimentale

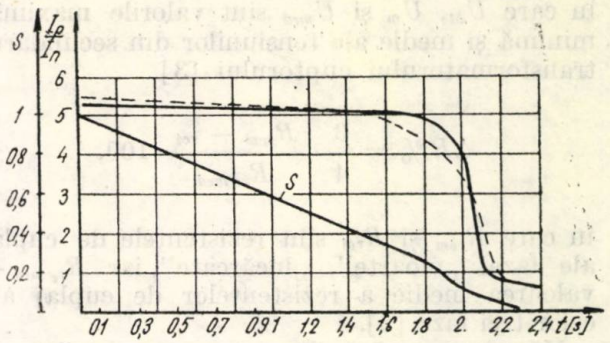


Fig. 7. Pornirea pompei de circulație. $P = 1150$ kW
▬▬ mărimi calculate; — — — mărimi experimentale

Bibliografie

[1] Selischi, Al. *Influența stabilității statice și dinamice a unui sistem electric asupra stabilității serviciilor interne ale centralelor termoelectrice de mare putere.* Teză de doctorat, Institutul Politehnic București, 1975.

[2] Oprișiu, N. și Dobre, V. *Cercetări privind mărirea siguranței în funcționare a serviciilor interne din CET Brazi.* Lucrare ICEMENERG, București, 1973.

(Articol intrat în redacție la 10 mai 1976)

Măsurarea mărimilor și parametrilor cuptoarelor electrice cu arc

Dr. ing. **D. Comșa**
și dr. ing. **S. Darie***)

1. Considerații generale

Cuptoarele electrice cu arc reprezintă importante unități consumatoare de energie electrică din cadrul întreprinderilor industriale. Exploatarea rațională a acestora din punct de vedere tehnico-economic implică un randament și factor de putere de valori ridicate, un consum specific de energie redus, precum și o productivitate ridicată. Pe lîngă acestea, se impune cunoașterea și reducerea variațiilor tensiunii și puterii reactive, a nesimetriei curenților absorbiți și a regimului deformant ce caracterizează funcționarea cuptoarelor cu arc electric, avînd repercusiuni asupra rețelei de alimentare.

Valorile mărimilor și parametrilor instalației electrice a cuptoarelor cu arc pot fi stabilite prin :

a) Măsurători pentru stabilirea efectelor asupra rețelei de alimentare.

b) Încercări și măsurători în vederea determinării parametrilor instalației electrice a cuptorului.

Din prima categorie fac parte :

1. Măsurătorile pentru stabilirea variațiilor tensiunii și a puterii reactive, constînd în înregistrarea acestora cu ajutorul aparatelor înregistratoare. Măsurătorile se efectuează în punctul de racordare al sistemului transformator-cuptor la rețeaua de alimentare. Modalitățile de reducere a acestor efecte negative au constituit obiectul articolului [2].

2. Măsurători ale regimului deformant produs de cuptor, constînd în oscilografierea curenților și tensiunilor la nivelul punctului de racordare menționat anterior. Descompunerea în armonici a undelor nesinusoidale obținute permite stabilirea coeficienților respectivi de distorsiune, precum și calculul filtrelor electrice necesare reducerii efectelor negative ale acestora asupra condensatoarelor și rețelei de alimentare [1].

3. Gradul de nesimetrie al curenților absorbiți de cuptor, datorat dezechilibrului fazelor rețelei scurte, este definit în mod diferit în literatura de specialitate :

$$\Delta P\,\% = 3\,\frac{P' - P''}{P}\,100, \qquad (1)$$

în care P' și P'' sînt puterile fazei „încărcate", respectiv „moarte", iar P puterea cuptorului [4] :

$$\Delta U\,\% = \frac{U_M - U_m}{U_{med}}\,100, \qquad (2)$$

*) Dr. ing. Dan Comșa este conferențiar la Institutul politehnic Cluj-Napoca, Facultatea de electrotehnică; dr. ing. Silviu Darie este șef de lucrări la aceeași facultate.

în care U_M, U_m și U_{med} sînt valorile maximă, minimă și medie ale tensiunilor din secundarul transformatorului cuptorului [3].

$$\Delta R\% = \frac{3}{4} \cdot \frac{R_{rcm} - r_{ci}}{R_{rc\,med}} \cdot 100, \qquad (3)$$

în care R_{rcm} și R_{rci} sînt rezistențele de cuplaj ale fazei „moarte", „încărcate", iar $R_{rc\,med}$ — valoarea medie a rezistențelor de cuplaj ale celor trei faze [3].

Măsurarea mărimilor sau parametrilor ce intervin în aceste relații face parte din cea de-a doua categorie de măsurători și constituie obiectul următoarelor paragrafe.

1. Schema electrică echivalentă a cuptorului cu arc

Schema echivalentă trifazată (fig. 1) se compune din următorii parametri [1]: X — reactanța bobinei de limitare a curenților prin

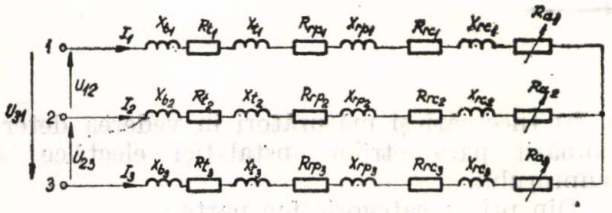


Fig. 1. Schema electrică echivalentă a cuptorului electric cu arc.

cuptor; R_t, X_t — rezistența, respectiv reactanța proprie a rețelei scurte; R_{rc}, X_{rc} — rezistența, respectiv reactanța de cuplaj a rețelei scurte; R_a — rezistența variabilă a arcului electric. Parametrii indicați sînt raportați la primarul sau secundarul transformatorului, în funcție de încercările efectuate asupra instalației.

Încărcarea nesimetrică a fazelor cuptorului, datorită impedanțelor diferite ale rețelei scurte, se exprimă prin curenții I_1, I_2 și I_3, diferiți ca valoare efectivă și defazați între ei cu unghiurile α, β și γ, avînd suma fazorială $I_1 + I_2 + I_3 = 0$.

Parametrii de cuplaj ai rețelei scurte depind de reactanțele mutuale dintre faze, după cum urmează [3]:

$$\begin{aligned} R_{rc1} &= K_1 \cdot \omega \cdot (M_{12} - M_{13}) \\ R_{rc2} &= K_2 \cdot \omega \cdot (M_{23} - M_{12}) \\ R_{rc3} &= K_3 \cdot \omega \cdot (M_{13} - M_{23}) \end{aligned} \qquad (4)$$

$$\begin{aligned} X_{rc1} &= p_1 M_{12} - (1 + p_1) M_{13} \\ X_{rc2} &= p_2 M_{12} - (1 + p_2) M_{23} \\ X_{rc3} &= p_3 M_{23} - (1 + p_3) M_{13} \end{aligned} \qquad (5)$$

Coeficienții K și p indică dependența acestor parametri de curenți

$$\begin{aligned} K_1 &= \frac{I_2}{I_1} \sin \alpha \qquad p_1 = \frac{I_2}{I_1} \cos \alpha \\ K_2 &= \frac{I_1}{I_2} \sin \alpha \qquad p_2 = \frac{I_1}{I_2} \cos \alpha \\ K_3 &= \frac{I_2}{I_3} \sin \beta \qquad p_2 = \frac{I_2}{I_3} \cos \beta \end{aligned} \qquad (6)$$

Din relațiile (4), (5) și (6) se observă că parametrii de cuplaj pot avea valori pozitive sau negative, depinzînd de geometria fazelor rețelei scurte și de raportul curenților prin acestea.

Dacă curenții sînt simetrici, coeficienții:

$$K_1 = K_2 = K_3 = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{3}, \quad p_1 = p_2 = p_3 = -\frac{1}{2}, \qquad (7)$$

iar

$$R_{rc1} + R_{rc2} + R_{rc3} = 0 \qquad (8)$$

$$X_{rc1} + X_{rc2} + X_{rc3} = -\omega (M_{12} + M_{23} + M_{13}),$$

din aceste relații se observă că, în timp ce rezistențele de cuplaj pot fi pozitive sau negative, reactanțele de cuplaj sînt totdeauna negative, scăzîndu-se din reactanțele proprii.

Dacă fazele rețelei scurte sînt dispuse în același plan

$$\begin{aligned} M_{12} &= M_{23} \\ X_{rc1} &= X_{rc3} \\ R_{rc1} &= -R_{rc3} \\ R_{rc2} &= 0. \end{aligned} \qquad (9)$$

Calculul parametrilor bobinei și transformatorului a fost indicat în [2]; calculul parametrilor proprii și de cuplaj ai rețelei scurte este destul de complicat și aproximativ [4], și din aceste motive stabilirea cu suficientă precizie a parametrilor și mărimilor se realizează prin măsurători pe modele sau în timpul funcționării normale a cuptorului cu arc.

3. Clasificarea încercărilor și măsurătorilor

Măsurătorile se fac în timpul încercărilor de scurtcircuit trifazat sau bifazat al electrozilor cu șarja topită sau prin metoda tehnică, care nu necesită scurtcircuitul (fig. 2).

La efectuarea încercărilor de scurtcircuit se vor avea în vedere următoarele :

— scurtcircuitul se va realiza după topirea metalului, pentru ca curenții să fie cît mai simetrici ;

În primul caz se măsoară :

— puterea totală de scurtcircuit, $P_{sc} = P_{sc1} + P_{sc2}$;

— curenții de scurtcircuit pe fiecare fază, I_{sc1}, I_{sc2} și I_{sc3} ;

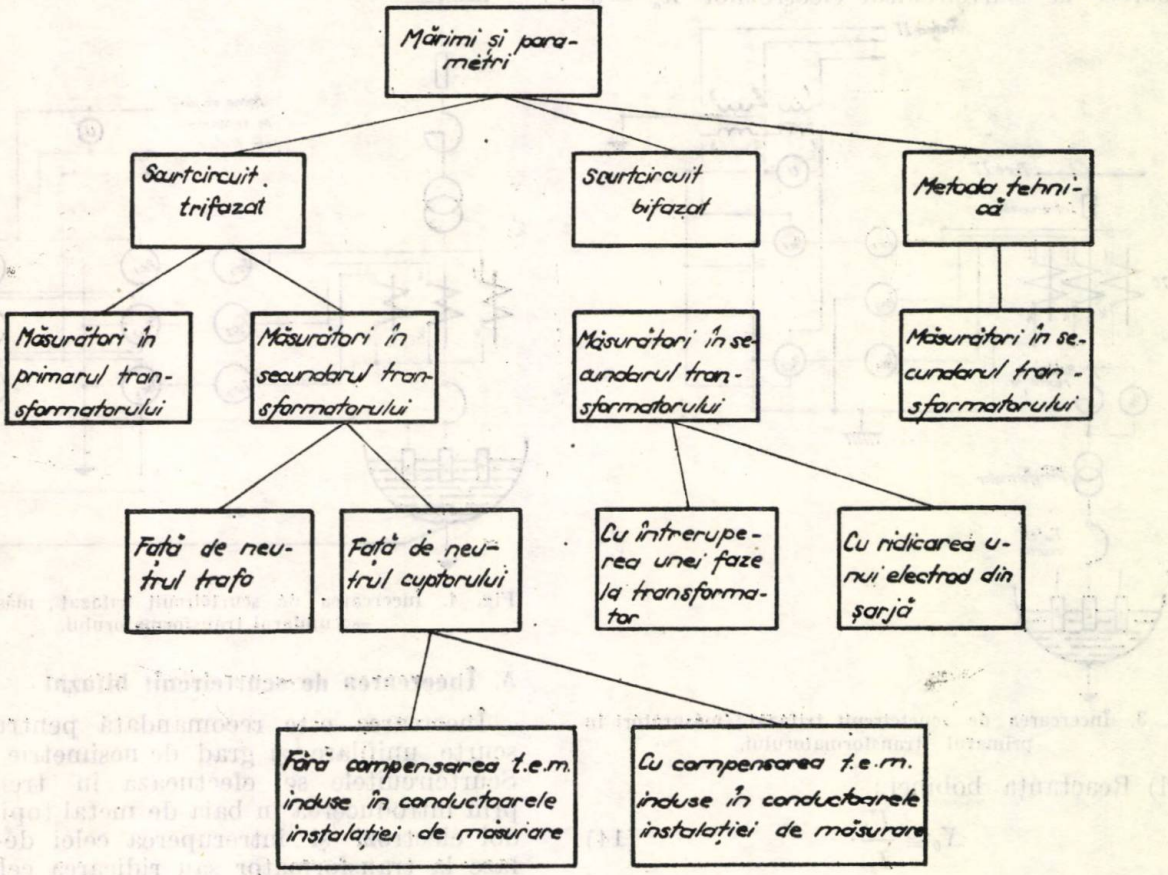


Fig. 2. Încercările și măsurătorile mărimilor și parametrilor cuptoarelor electrice cu arc.

— bobina de reactanță va fi introdusă ;

— transformatorul se va trece pe treapta de tensiune minimă ;

— sistemul de reglaj automat se va deconecta ;

— conductoarele de legare ale aparatelor de măsură se vor îndepărta la distanță cît mai mare (cîțiva metri) pentru a se evita inducerea unor tensiuni electromotoare parazite ;

— se vor efectua totdeauna mai multe măsurători și se vor lua valorile medii ale acestora ;

— valorile obținute pentru parametri sînt valori medii.

4. Încercarea de scurtcircuit trifazat

Din punct de vedere al rețelei de alimentare, curenții sînt aproximativ simetrici, ceea ce permite efectuarea măsurătorilor în primarul transformatorului (fig. 3) ; în situația în care și curenții din fazele rețelei scurte sînt aproximativ simetrici, măsurătorile se pot efectua în secundarul transformatorului.

— tensiunea de linie U ;

— tensiunea pe bobină U_b.

Valoarea medie a curentului de scurtcircuit este :

$$I_{sc} = \frac{1}{3}\sqrt{I_{sc1}^2 + I_{sc2}^2 + I_{sc3}^2}. \qquad (10)$$

Se calculează parametrii raportați la primarul transformatorului :

a) Rezistența transformatorului

$$R_t = \frac{\Delta P_{Cu} \cdot U^2}{10^3 \cdot S_{nT}^2}, \qquad (11)$$

în care ΔP_{Cu} sînt pierderile în cupru, în kW, iar S_{nT} — puterea nominală a transformatorului, în MVA.

b) Reactanța transformatorului

$$X_t = \frac{U_{sc\%} \cdot U^2}{100\, S_{nT}}, \qquad (12)$$

în care $U_{sc\%}$ este tensiunea de scurtcircuit, în %.

c) Rezistența totală a rețelei scurte este :

$$R_r = R_{rp} + R_{rc} = \frac{P_{sc}}{3I_{sc}^2} - R_t. \quad (13)$$

deoarece la scurtcircuitul electrozilor $R_a = 0$.

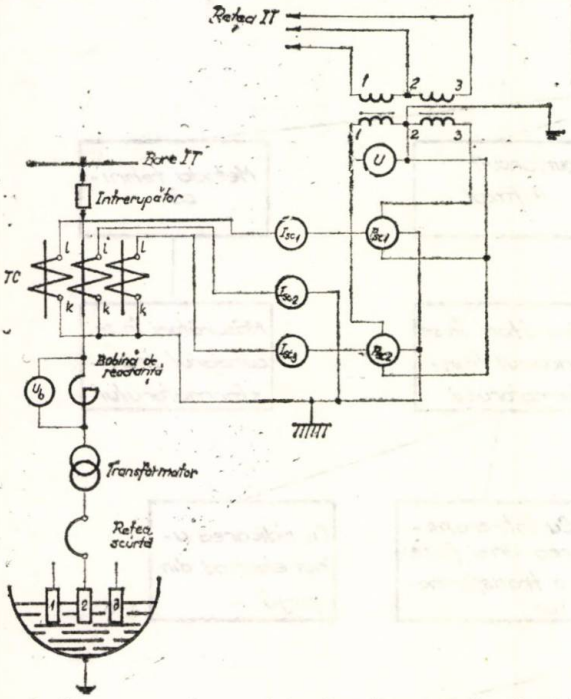


Fig. 3. Încercarea de scurtcircuit trifazat; măsurători în primarul transformatorului.

d) Reactanța bobinei :

$$X_b \cong \frac{U_b}{I_{sc}}. \quad (14)$$

e) Reactanța totală a rețelei scurte :

$$X_r = X_{rp} + X_{rc} = \frac{1}{\sqrt{3}I_{sc}} \cdot \sqrt{U^2 - \frac{P_{sc}^2}{3I_{sc}^2}} - (X_t + X_b) \quad (15)$$

Măsurătorile în secundarul transformatorului se pot efectua față de neutrul transformatorului, dacă acesta este accesibil, sau față de neutrul cuptorului (șarja), care poate fi asimilat cu mantaua metalică a cuvei de topire.

În situația din urmă (fig. 4) se măsoară : curenții de scurtcircuit I_{sc1}, I_{sc2} și I_{sc3}; tensiunile secundare pe fază U_{f1}, U_{f2} și U_{f3}; tensiunea secundară de linie U; puterea totală de scurtcircuit $P_{sc} = P_{sc1} + P_{sc2} + P_{sc3}$.

Pentru rețeaua scurtă se calculează :

a) Rezistența totală :

$$R_r = \frac{P_{sc}}{3I_{sc}^2}. \quad (16)$$

b) Reactanța totală :

$$X_r = \sqrt{\left(\frac{U_f}{I_{sc}}\right)^2 - R_r^2}. \quad (17)$$

Compensarea eventualelor erori care pot să apară datorită t.e.m. induse de către rețeaua scurtă în conductoarele aparatelor de măsură este posibilă printr-o schemă specială [5]. Separarea parametrilor proprii de cei de cuplaj ai rețelei scurte este posibilă numai prin încercarea de scurtcircuit bifazat.

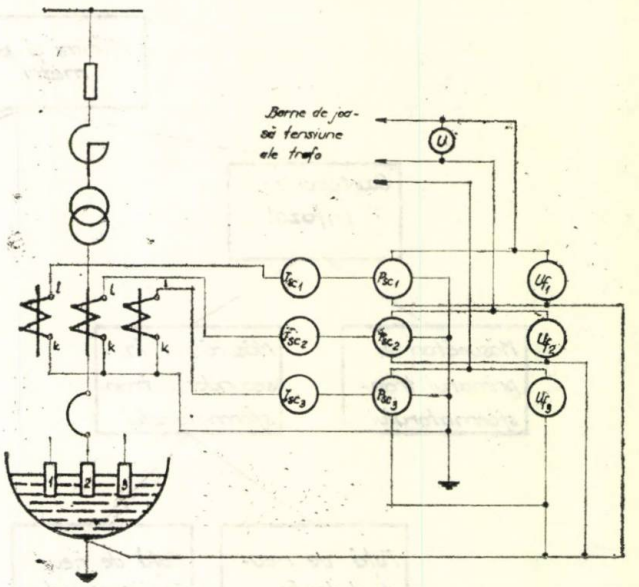


Fig. 4. Încercarea de scurtcircuit trifazat; măsurători în secundarul transformatorului.

5. Încercarea de scurtcircuit bifazat

Încercarea este recomandată pentru rețele scurte unifilare și grad de nesimetrie ridicat. Scurtcircuitele se efectuează în trei etape, prin introducerea în baia de metal topit a cîte doi electrozi și întreruperea celei de-a treia faze la transformator sau ridicarea celui de-al treilea electrod din șarjă.

Se măsoară (fig. 5) : curenții de scurtcircuit I_{sc1}, I_{sc2} și I_{sc3}; puterile de scurtcircuit P_{sc1},

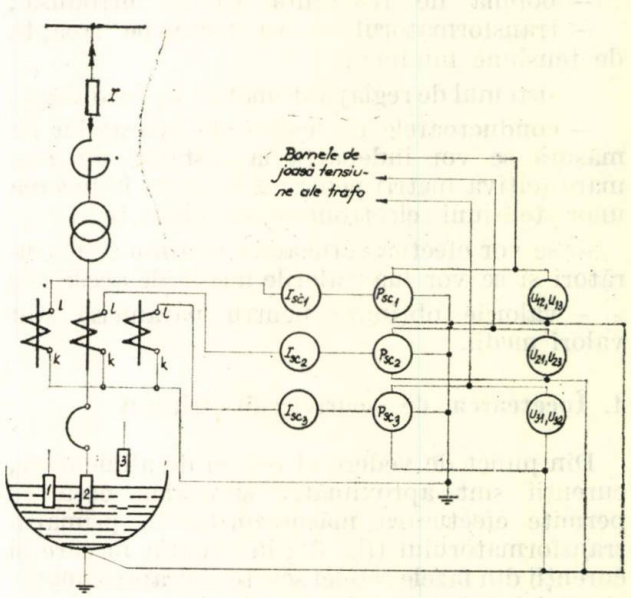


Fig. 5. Încercarea de scurtcircuit bifazat; măsurători în secundarul transformatorului.

P_{sc2} și P_{sc3}; tensiunile pe fază U_{12}, U_{21}, U_{13}, U_{31}, U_{23}, U_{32} (U_{ij} este tensiunea măsurată pe faza i indusă de faza j).

Se calculează parametrii rețelei scurte:

a) Rezistențele proprii:

$$R_{rp_n} = \frac{P_{sc_n}}{I_{sc_n}}, \tag{18}$$

cu $n = 1, 2, 3$.

b) Parametrii A, B, C, D, E, F din tabelul 1 [3]:

Faza	Relația de calcul	Scurtcircuit
1	$A = Lrp_1 - M_{12} = \frac{1}{\omega}\sqrt{\left(\frac{U_{12}}{I_{sc1}}\right)^2 - R^2_{rp1}}$	1 cu 2
2	$B = Lrp_2 - M_{12} = \frac{1}{\omega}\sqrt{\left(\frac{U_{21}}{I_{sc1}}\right)^2 - R^2_{rp2}}$	
1	$C = Lrp_1 - M_{13} = \frac{1}{\omega}\sqrt{\left(\frac{U_{13}}{I_{sc1}}\right)^2 - R^2_{rp1}}$	1 cu 3
3	$D = Lrp_3 - M_{13} = \frac{1}{\omega}\sqrt{\left(\frac{U_{31}}{I_{sc1}}\right)^2 - R^2_{rp3}}$	
2	$E = Lrp_2 - M_{23} = \frac{1}{\omega}\sqrt{\left(\frac{U_{23}}{I_{sc2}}\right)^2 - R^2_{rp2}}$	2 cu 3
3	$F = Lrp_3 - M_{23} = \frac{1}{\omega}\sqrt{\left(\frac{U_{32}}{I_{sc2}}\right)^2 - R^2_{rp3}}$	

c) Rezistențele de cuplaj:

$$R_{rc1} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \omega \cdot (C - A)$$

$$R_{rc2} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \omega \cdot (B - E) \tag{19}$$

$$R_{rc3} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \omega \cdot (F - D)$$

d) Reactanțele totale:

$$X_{r1} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot (A + C)$$

$$X_{r2} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot (B + E) \tag{20}$$

$$X_{r3} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot (D + F)$$

e) Reactanțele de cuplaj:

$$X_{rc1} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot (A - C)$$

$$X_{rc2} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot (E - B) \tag{21}$$

$$X_{rc3} = \frac{1}{2} \cdot \omega \cdot (D - F)$$

f) Reactanțele proprii $X_{rp_n} = X_{rn} - X_{rc_n}$ (22)

Parametrii calculați cu relațiile (18)—(22) sînt valabili în cazul în care curenții sînt simetrici. Dacă curenții sînt nesimetrici, se va ține seamă de relațiile (4)—(6).

6. Metoda tehnică

Este o metodă universală, independentă de gradul de simetrie sau de tipul constructiv al rețelei scurte.

Măsurătorile se pot efectua în primarul sau secundarul transformatorului (fig. 6) în timpul regimului în care metalul este complet topit.

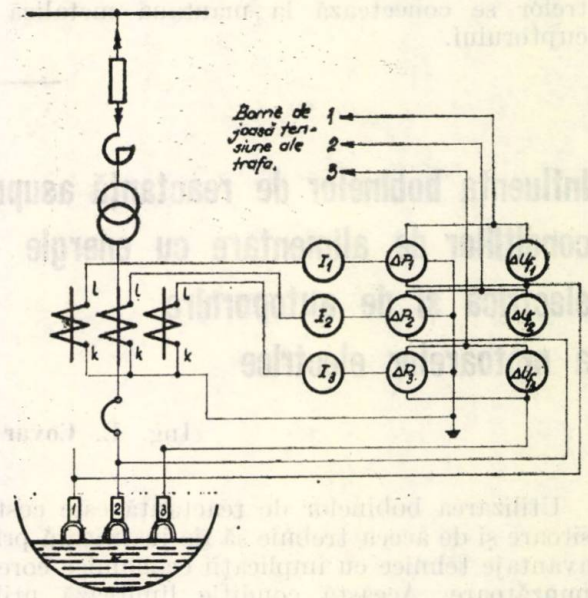


Fig. 6. Măsurători prin metoda tehnică.

În secundarul transformatorului se măsoară: curenții pe fază I_1, I_2 și I_3; pierderile de putere în rețeaua scurtă ΔP_1, ΔP_2 și ΔP_3; pierderile de tensiune pe faze ΔU_{f1}, ΔU_{f2} și ΔU_{f3}.

Se calculează: rezistența totală a fiecărei faze a rețelei scurte:

$$R_{r_n} = \frac{\Delta P_n}{I_n^2}. \tag{23}$$

Pentru toate fazele:

$$\sum_n R_{rp_n} + \sum_n R_{rc_n} = \sum_n \frac{\Delta P_n}{I_n^2}. \qquad (24)$$

În cazul în care curenții sînt simetrici ($\sum_n R_{rc_n} = 0$) și rezistențele proprii ale fazelor sînt egale ($R_{rp1} = R_{rp2} = R_{rp3}$) din relația (24) rezultă:

$$R_{rp} = \frac{1}{3} \sum_n \frac{\Delta P_n}{I_n^2}. \qquad (25)$$

Rezistențele de cuplaj:

$$R_{rc_n} = R_{r_n} - R_{rp}. \qquad (26)$$

Reactanța totală:

$$X_{r_n} = \sqrt{\left(\frac{\Delta U_{fn}}{I_n}\right) - R_{r_n}^2}. \qquad (27)$$

Separarea reactanțelor proprii și de cuplaj este posibilă prin încercări asemănătoare scurtcircuitului bifazat (par. 3). În acest scop se deconectează o fază, iar celelalte se încarcă la valorile nominale; punctul neutru al voltmetrelor se conectează la mantaua metalică a cuptorului.

În cazul rețelelor scurte avînd o construcție mai complicată (triunghi simetric sau nesimetric la electrozi), măsurătorile indicate se vor efectua pe porțiuni ale rețelelor respective.

Concluzii

Lucrarea prezintă în mod sintetic măsurătorile ce se efectuează asupra cuptoarelor electrice cu arc, condițiile de măsurare, precum și o serie de recomandări practice referitoare la determinarea mărimilor și parametrilor acestor cuptoare.

Bibliografie

[1] Comșa, D. *Utilizări ale energiei electrice*. Editura didactică și pedagogică, București, 1973.

[2] Comșa, D. și Darie, S. *Influența cuptoarelor electrice cu arc asupra rețelelor de distribuție*. În: Energetica, nr. 8, 1976.

[3] Horoszko, E. *Messmethoden für die Bestimmung der Hochstrombahnparameter von Lichtbogenöfen*. În: Elektrowärme International, nr. 5, 1969.

[4] Altgauzen, ș. a. *Instalații electrotermice industriale*. Traducere selectivă din limba rusă, adaptată și completată. Editura tehnică, București, 1975.

[5] Bretthauer, K. ș. a. *Über die Messung elektrischer Grössen auf der Hochstromseite von Drehstromöfen*. În: Elektrowärme International, nr. 7, 1971.

(Articol intrat în redacție la 7 mai 1976)

Influența bobinelor de reactanță asupra condițiilor de alimentare cu energie electrică și de autopornire a motoarelor electrice

Ing. E. Covar *)

Utilizarea bobinelor de reactanță este costisitoare și de aceea trebuie să fie justificată prin avantaje tehnice cu implicații economice corespunzătoare. Această condiție limitează utilizarea bobinelor de reactanță numai în stațiile de 110/6 kV și rareori în stațiile de 6 kV aferente centralelor electrice ale consumatorilor.

Motivul principal al utilizării bobinelor de reactanță este reducerea puterii de scurtcircuit sub nivelul de 250—300 MVA, în scopul folosirii celulelor prefabricate de proveniență indigenă. Utilizarea bobinelor de reactanță prezintă și alte avantaje remarcabile pentru mărirea siguranței în alimentarea cu energie electrică, la care se adaugă unele avantaje economice deloc neglijabile [1], [2]. Asupra acestora se va insista în cele ce urmează.

În stațiile de 110/6 kV, bobinele de reactanță se montează de obicei pe plecări: fiderii stațiilor de distribuție de 6 kV, circuitele motoarelor electrice de putere mare care se racordează direct în stația de 110/6 kV.

În prezent se proiectează și se construiesc stații de 110/6 kV atît cu bobine de reactanță pe plecări, cît și fără bobine de reactanță.

În stațiile de 110/6 kV fără bobine de reactanță, puterea de scurtcircuit pe barele de 6 kV nu depășește 250—300 MVA, pentru a permite utilizarea celulelor de 6 kV prefabricate de proveniență internă și a unei secțiuni minime acceptabile pentru cablurile de 6 kV, în stația de 110/6 kV și, mai ales, în stațiile de distribuție de 6 kV, alimentate de la aceasta.

Menținerea puterii de scurtcircuit la tensiunea de 6 kV sub plafonul de 250—300 MVA se realizează în cazul transformatoarelor de 110/6,6 kV cu puteri nominale pînă la 25 MVA inclusiv, avînd tensiunea de scurtcircuit de 10—12%, sau

*) Eugen Covar este inginer la Institutul de proiectări uzine chimice (I.P.U.C.).

în cazul transformatoarelor de 110/6,6 kV, 40 MVA, cu tensiune de scurtcircuit mărită : 17–19 %. În toate cazurile trebuie luat în considerare aportul la scurtcircuit pe barele de 6 kV al generatoarelor consumatorului, care poate conduce la depășirea plafonului de 300 MVA. Utilizarea transformatoarelor de 110/6,6 kV cu tensiune de scurtcircuit mărită creează condiții nefavorabile pentru autopornirea motoarelor electrice după goluri de tensiune. În stațiile de 110/6 kV cu bobine de reactanță pe plecări, puterea de scurtcircuit pe barele de 6 kV depășește valoarea de 300 MVA, ajungînd, uzual, pînă la 600 MVA. Acesta este cazul stațiilor de 110/6 kV cu transformatoare de 110/6,6 kV de 63 MVA, cu tensiunea de scurtcircuit medie (10–12 %) sau mărită (17–19 %), de 40 MVA cu tensiune de scurtcircuit medie, de 40 MVA cu tensiune de scurtcircuit mărită, dar aportul generatoarelor consumatorului este mare.

În astfel de stații, bobinele de reactanță servesc coborîrii puterii de scurtcircuit sub plafonul de 250–300 MVA, în aval de fiecare bobină de reactanță. În plus, montarea bobinelor de reactanță pe plecări mai prezintă cîteva avantaje remarcabile :

a) Coborîrea valorilor puterii de scurtcircuit după bobinele de reactanță la valori cu mult sub 300 MVA (pînă la 100 MVA), ceea ce conduce la reducerea substanțială a secțiunii minime de stabilitate termică la scurtcircuit a cablurilor. Efectul economic depinzînd de lungimea rețelelor de 6 kV este în general mare, deoarece, pentru majoritatea motoarelor de 6 kV și a transformatoarelor de 6/0,4 kV, secțiunea cablurilor de alimentare este determinată de stabilitatea termică la scurtcircuit, și nu de curentul nominal. Prin aceasta se recuperează o bună parte din cheltuielile de investiții în stația de 110/6 kV (bobine de reactanță, aparataj de comutație cu putere de rupere mare, spații construite suplimentare).

De exemplu, reducerea puterii de scurtcircuit de la 250 MVA la 150 MVA determină reducerea secțiunii minime a cablurilor de aluminiu de la 240 mm² la 120 mm². Avînd în vedere diferența de preț de circa 50 lei/m, la 10 km de cablu rezultă o economie de circa 500 000 lei, în timp ce prețul unei bobine de reactanță este în medie de 30 000 lei, iar în stația de 110/6 kV se montează 6–8 bobine de reactanță. În plus, la motoarele în execuție antiexplozivă creșterea exagerată a secțiunii cablurilor de alimentare poate face imposibilă racordarea la cutiile de borne ale motoarelor, care sînt în execuție specială. Totuși reducerea puterilor de scurtcircuit este limitată de necesitatea asigurării autopornirii după goluri de tensiune.

În cele ce urmează se va face un calcul aproximativ de alegere a reactanței relative nominale a bobinelor de reactanță sau de verificare a acesteia la condiția de autopornire.

Condiția de autopornire este exprimată prin relația :

$$\frac{S_{sc}}{S_{n.sarc}} \geqslant K_{adm}, \qquad (1)$$

unde K_{adm} depinde de tensiunea minimă admisibilă pe barele din aval de bobina de reactanță, în primul moment al autopornirii [5].

S-au utilizat notațiile :

S_{sc} — puterea de scurtcircuit pe bara la care este racordată sarcina care autoporneşte ;

$S_{n.sarc}$ — puterea nominală a sarcinii care autoporneşte [5].

Calculul se face în ipoteza simplificatoare a puterii de scurtcircuit infinite la bornele de alimentare a bobinei de reactanță (cu alte cuvinte, se ia în calcul numai căderea de tensiune în bobina de reactanță) și pentru cazul cel mai defavorabil, în care : $S_{n.sarc} = \sqrt{3} U_n I_{nR}$.

Acest caz corespunde situației de alimentare a unei stații de distribuție de 6 kV pe un singur fider. De asemenea, este cazul motoarelor racordate la bare prin bobine de reactanță cu curentul nominal egal cu cel al motorului (caz rar).

Se va considera autopornirea pe sursa de rezervă.

În calcul se utilizează mărimile :

U_n — tensiunea nominală a rețelei și a bobinei de reactanță ;

I_{nR} — curentul nominal al bobinei de reactanță;

ε_R [%] — reactanța relativă nominală a bobinei de reactanță ;

X_R — reactanța bobinei de reactanță, Ω.

$$S_{sc} = \frac{U_n^2}{X_R} = \frac{\sqrt{3}\, U_n\, I_{nR} \cdot 100}{\varepsilon_R\,(\%)} \qquad (2)$$

$$\frac{S_{sc}}{S_{n.sarc}} = \frac{100}{\varepsilon_R(\%)}, \qquad (3)$$

$$\text{de unde } \varepsilon_R\,(\%) \leqslant \frac{100}{K_{adm}}. \qquad (4)$$

Pentru exemplificare se vor considera două cazuri pentru tensiunea remanentă după bobina de reactanță (U_{rem}) :

1) $U_{rem} = 0{,}8\ U_n$; $K_{adm} = 20$ [5] ;
ε_R [%] $\leqslant 5$ %

2) $U_{rem} = 0{,}85\ U_n$; $K_{adm} = 28$ [5] ;
ε_R [%] $\leqslant 3{,}6$ %

Dacă $S_{n.sarc} = \alpha \sqrt{3}\, U_n\, I_{nR}$,
unde $0 < \alpha \leqslant 1$,
rezultă :

$$\varepsilon_R\ [\%] \leqslant \frac{100}{\alpha K_{adm}}. \qquad (5)$$

În cazul alimentării unei staţii de distribuţie de 6 kV prin doi fideri cu bobine de reactanţă, fiecare dimensionat pentru sarcina cerută de întreaga staţie, în regim normal de funcţionare sarcina pe fider este jumătate din sarcina maximă ($\alpha = 0{,}5$).
Deci :

$$\varepsilon_R\ [\%] \leqslant \frac{200}{K_{adm}}.$$

Se recomandă ca ipoteza de dimensionare să fie $\alpha = 1$.

Avînd în vedere că nu s-a ţinut seama de reactanţa sistemului de alimentare pînă la bornele de alimentare ale bobinei de reactanţă, valorile ε_R [%] se vor alege sub valorile rezultate din calculul de mai sus.

Pentru exemplificare se consideră următoarele cazuri :
— Staţie de distribuţie alimentată prin bobine de reactanţă de 2000 A (fig. 1). Puterea maximă absorbită de o secţie de bare este de circa 10 MVA, $S_{n.sarc} = 10$ MVA $\cdot\, S_{sc} \geqslant 20\, S_{n.sarc} =$ $= 200$ MVA. În cazul în care staţia de 6 kV este alimentată printr-un singur fider, $S_{n.sarc} = 20$ MVA. La autopornire (datorită funcţionării AAR în staţia de 110/6 kV la ieşirea din funcţiune a unei alimentări din reţeaua de 110 kV), puterea de scurtcircuit necesară pe bară este

$$S_{sc} \geqslant 20\, S_{n.sarc} = 400 \text{ MVA},$$

care nu se realizează practic.

— Staţie alimentată prin bobine de reactanţă de 1500 A. Puterea maximă absorbită de întreaga staţie este de circa 15 MVA, iar cea absorbită de o secţie de bare este de circa 7,5 MVA.
Puterea de scurtcircuit necesară pe bară este de $S_{sc} \geqslant 150$ MVA în cazul funcţionării cu ambii fideri şi $S_{sc} \geqslant 300$ MVA în cazul funcţionării cu un fider, valoare întîlnită uzual în ultimii ani.

b) Un avantaj important al bobinelor de reactanţă pe plecările din staţia de 110/6 kV îl constituie tensiunile remanente pe bare la scurtcircuite după bobinele de reactanţă. Valorile tensiunilor remanente depind de raportul dintre puterea de scurtcircuit pe barele de 6 kV ale staţiei de 110/6 kV şi puterea de scurtcircuit după bobina de reactanţă. Cu cît acest raport este mai mare, cu atît tensiunile remanente sînt mai mari. Valorile frecvent întîlnite ale tensiunilor remanente pe barele staţiilor de 110/6 kV cu bobine de reactanţă pe plecări sînt cuprinse între (0,5—0,8) U_n. Datorită tensiunilor remanente, receptoarele alimentate prin celelalte plecări (neavariate) vor fi mai puţin sau deloc deranjate (dacă $U_{rem} \geqslant 0{,}7\ U_n$). Se limitează astfel efectele scurtcircuitelor din sistemul intern de alimentare cu energie electrică al întreprinderii.
În cazul existenţei unor motoare sincrone racordate la barele de 6 kV ale staţiei de 110/6 kV,

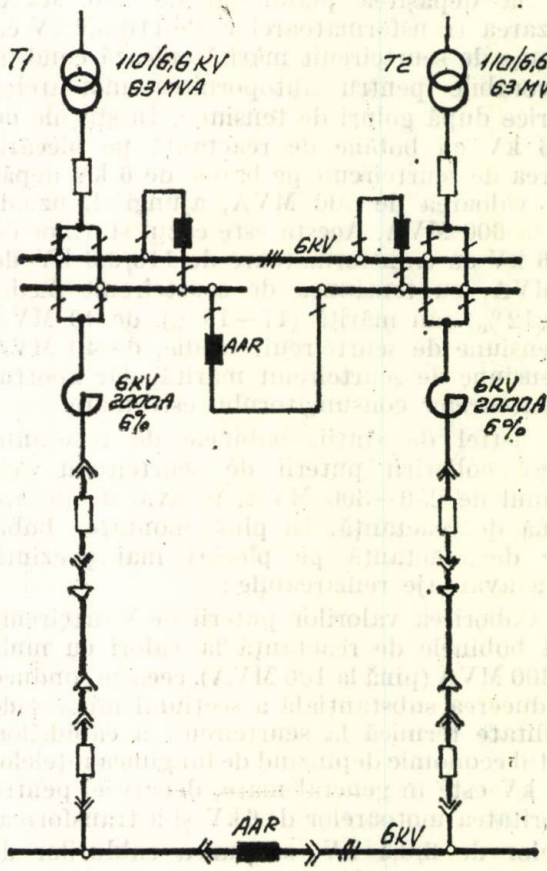


Fig. 1

montarea bobinelor de reactanţă pe plecări reprezintă condiţia necesară pentru menţinerea în sincronism (în funcţiune) a motoarelor la scurtcircuite în aval de barele la care sînt racordate. Aceasta se datoreşte faptului că motoarele sincrone ies din funcţiune la tensiune nulă pe barele de alimentare pe durata de 0,1 s [1], în timp ce lichidarea scurtcircuitelor care determină tensiune nulă pe bare în lipsa bobinelor de reactanţă are loc după 0,2 s cel mai devreme, prin acţiunea protecţiilor netemporizate.
În schimb, tensiunile remanente pe bare, în cazul montării bobinelor de reactanţă pe plecări, permit protecţiilor să lichideze scurtcircuitele din aval de bare şi de bobinele de reactanţă, înainte ca motoarele sincrone să iasă din funcţiune.
c) Bobinele de reactanţă montate în circuitele motoarelor asincrone de putere mare, racordate direct la staţia de 110/6 kV, reduc curenţii de pornire şi de autopornire, după goluri de tensiune, ai motoarelor respective, ceea ce conduce la creşterea sensibilă a tensiu-

nilor remanente pe barele la care sînt racordate motoarele, precum și pe barele de 6 și de 0,4 kV alimentate în aval.

Concluzii

Utilizarea bobinelor de reactanță prezintă următoarele avantaje :

— reducerea curenților de scurtcircuit (și a efectelor lor termice și electrodinamice) pînă la valori optime tehnic și economic ;

— reducerea perturbării provocate de scurtcircuitele din aval de bobinele de reactanță asupra receptoarelor alimentate de la barele din amonte de bobina de reactanță, datorită tensiunilor remanente pe aceste bare ;

— reducerea curenților de autopornire ai motoarelor alimentate prin intermediul bobinelor de reactanță, ceea ce mărește tensiunile remanente pe barele de alimentare.

Dezavantajele utilizării bobinelor de reactanță sînt legate de :

— investiții suplimentare ;

— scăderea tensiunilor remanente pe barele din aval de bobina de reactanță în regim de autopornire ; de aceea se recomandă ca $I_{nR} \leqslant \leqslant 1500$ A și $\varepsilon_R = 4 \ldots 6\%$, valori superioare putînd fi utilizate dacă $\alpha = 0{,}1 \ldots 0{,}3$ și numai pe baza unui calcul exact.

Bibliografie

[1] Covar, E. *Mărirea siguranței în funcționare a rețelelor electrice interioare la combinate chimice cu proces tehnologic continuu.* În : Energetica, nr. 6, 1972.

[2] Covar, E. *Mărirea siguranței de funcționare a rețelelor electrice interioare ale unui combinat chimic cu proces tehnologic continuu.* Referat prezentat la al II-lea Simpozion „Siguranța în funcționarea instalațiilor energetice", București, septembrie 1973.

[3] Nitu, V. I. ș.a. *Instalațiile electrice ale centralelo și stațiilor.* Editura tehnică, București, 1972.

[4] Bădulescu, N. *Linii și stații electrice. Îndrumător.* Editura tehnică, București, 1967.

[5] Covar, E. *Metodă de calcul al tensiunilor pe bare în regim de autopornire a motoarelor electrice după goluri de tensiune.* În : Energetica, nr. 7, 1976.

(Articol intrat în redacție în decembrie 1975)

Metodă grafo-analitică pentru rezolvarea problemelor de decizie multicriterială

Ing. A. Stănculescu *)

De multe ori, în domeniul în care lucrăm sîntem puși în situația de a alege o variantă optimă din mai multe posibile, luînd în considerare o multitudine de criterii.

Fără o metodă adecvată, problema este destul de laborioasă

O soluție de rezolvare a fost dată de un grup de cercetători de la SEMA — Franța, care au elaborat o metodă de clasament și alegere în prezența unor puncte de vedere multiple, cunoscută sub numele de metoda ELECTRE.

Prin această metodă se alcătuiesc clasamentele succesive ale variantelor inițiale care intră în competiție în funcție de mai multe criterii de selecție, rezolvarea făcîndu-se etapizat, prin intermediul unor matrice și asociind grafuri după caz.

În articolul de față se propune o rezolvare prin metode grafo-analitice a problemei de decizie multicriterială.

*) Adrian Stănculescu este inginer în cadrul Colectivului de proiectare al IRE Craiova.

Metoda ELECTRE constă în următoarele :

Unei mulțimi $V = \{V_1, V_2, \ldots, V_n\}$, ale cărei elemente se numesc strategii sau variante, se asociază m criterii sau puncte de vedere, $C = \{C_1, C_2, \ldots, C_m\}$, după care se judecă aceste elemente.

Analiza unui element V_i din punctul de vedere al lui C_j duce la un rezultat a_{ij} care poate fi o valoare numerică, o notă atribuită elementului V_i sau o apreciere calitativă (rău, bun, f. bun etc.). Fiecărui element a_{ij} i se poate asocia o notă de apreciere a_{ij}, care poate fi „normalizată" la o anumită scară. Se poate scrie matricea următoare :

$$\begin{array}{c|cccccc} & C_1 & C_2 & C_3 & \ldots & \ldots & C_m \\ V_1 & a_{11} & a_{12} & a_{13} & \ldots & \ldots & a_{1m} \\ V_2 & a_{21} & a_{22} & a_{23} & \ldots & \ldots & a_{2m} \\ V_3 & a_{31} & a_{32} & a_{33} & \ldots & \ldots & a_{3m} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & & & \\ V_n & a_{n1} & a_{n2} & a_{n3} & \ldots & \ldots & a_{nm} \end{array}$$

Metoda ELECTRE ordonează alternativele după criterii complexe și deci permite alegerea celei mai bune alternative, ținînd seama atît de aspectele favorabile cît și de cele nefavorabile ale diferitelor posibilități .

În funcție de importanță se asociază pentru fiecare criteriu un coeficient de importanță sau pondere k_j.

La etapa întîi, pentru determinarea variantei optime se asociază problemei un graf orientat astfel :

— dacă după criteriul C_j varianta V_i primează față de varianta V_k, apare o legătură în graf orientată de la V_k spre V_i ;

— dacă variantele sînt echivalente, legătura în graf are o dublă orientare de la V_i la V_k și de la V_k la V_i.

Se construiește un graf-sinteză pentru cele m criterii și se deduce varianta optimă la etapa întîi.

La etapa a doua se definește un indicator de concordanță $c(V_i, V_k) = \frac{1}{\sum_1^m K_e} \sum_j k_j$,

în care $\sum_j k_j$ se face după acei indici j pentru care $a_{ij} \geqslant a_{kj}$, iar $0 \leqslant c \leqslant 1$,

și un indicator de discordanță $d(V_i, V_k) = \frac{1}{d} max\,|a_{ij} - a_{kj}|$, maximul luîndu-se pentru acei indici j pentru care $a_{kj} \geqslant a_{ij}$, iar d este ecartul maxim între valoarea stărilor (caz frecvent $d = 1$).

La această etapă, relația de surclasare se definește astfel : varianta V_i surclasează varianta V_k dacă $c(V_i, V_k) \geqslant p$ și $d(V_i, V_k) \leqslant q$, unde p și q sînt valori-prag alese de decident și cuprinse între zero și 1, valoarea lui p fiind apropiată de 1, iar a lui q, de zero.

Practic se pornește de la valorile $p = 1$ și $q = 0$, se micșorează valoarea lui p și se mărește valoarea lui q pînă se obține o variantă care le surclasează pe toate celelalte.

La etapa a treia se normalizează coeficienții de concordanță și de discordanță, după relațiile :

$c^*(V_i, V_k) = \sum_j k_j (a_{ij} - a_{kj})$, sumă valabilă pentru $a_{ij} > a_{kj}$

$d^*(V_i, V_k) = \sum_j k_j (a_{kj} - a_{ij})$, sumă valabilă pentru $a_{kj} < a_{ij}$.

Comparația se face la această etapă similar cu etapa precedentă, prin alegerea unor praguri p și q și deducerea variantei care surclasează celelalte variante.

Se poate folosi o altă metodă de deducere a pragurilor optime p și q, care determină varianta optimă utilizînd principii din teoria jocurilor, și anume: considerînd că variantele sînt în competiție între ele, se aplică, de pildă pentru matricea coeficienților de concordanță, criteriul maximin, iar pentru matricea coeficienților de discordanță, criteriul minimax.

Conform acestei metode însă, varianta optimă se stabilește greu cînd cele două puncte de maximin și, respectiv, minimax nu se găsesc în aceeași variantă.

O altă metodă care se poate utiliza în rezolvarea problemelor de decizie multicriterială și care se propune în articolul de față este o metodă iterativă aplicată matricelor coeficienților de concordanță și discordanță.

Astfel, în reprezentările grafice alese, variantele care intră în competiție se reprezintă prin niște drepte paralele echidistante între ele, pentru fiecare variantă corespunzînd cîte o dreaptă.

Sistemului de drepte i se asociază o scară gradată avînd două valori extreme, de maxim și minim, de regulă alese egale cu 1, respectiv 0.

Se presupune că în competiție intră un număr de n variante.

Fie dreapta i reprezentînd varianta V_i. Pe această dreaptă se reprezintă la scară, pe aceeași diagramă sau separat, coeficienții c de concordanță și coeficienții d de discordanță ai variantei V_i față de celelalte $n-1$ variante, reprezentarea putînd fi făcută în mod simbolic prin semne convenționale sau prin cifre.

Se procedează în mod analog cu toate celelalte drepte.

Pragurile p pentru concordanță și q pentru discordanță se simbolizează în model prin două drepte paralele între ele, notate cu D_1 și D_2 și care se mișcă prin translație între limitele zero și 1 ale scării gradate.

Deplasarea dreptei D_1, care simbolizează pragul p se face prin pași. Pentru a determina mărimea acestor pași, se determină pentru fiecare variantă punctul de valoare minimă a coeficienților de concordanță situați pe această variantă.

Se unesc apoi între ele aceste puncte pentru toate variantele, rezultînd o linie frîntă ale cărei vîrfuri reprezintă chiar punctele de pași din model pentru pragul p.

În mod analog, și deplasarea dreptei D_2, care simbolizează pragul q, se face prin pași, iar determinarea mărimii acestor pași se face unind punctele de valoare maximă ale coeficienților de discordanță ale variabilelor.

Rezultă o linie frîntă ale cărei vîrfuri reprezintă chiar punctele de pași din model pentru pragul q.

Fiecărei variante îi putem asocia niște praguri p și q, pentru care toți coeficienții de concordanță și, respectiv, de discordanță situați pe această variantă sînt superiori sau egali, respectiv inferiori sau egali cu aceste praguri.

Ordinea unei variante în clasament se stabilește după depărtarea pragurilor p și q, asociate ca mai sus, față de valorile extreme 1 și, respectiv, 0.

Astfel, o variantă V_1 avînd pragurile asociate ca mai sus, p_1 și q_1, este superioară unei variante V_2 de praguri asociate p_2 și q_2, dacă este satisfăcută condiția :

$$p_1 > p_2$$

$$q_1 < q_2$$

În același timp se poate spune că într-un sistem decizional compus din n variante, o variantă oarecare V_j care are pragurile asociate ca mai sus, p_j și q_j, într-o reprezentare cu grafuri va primi săgeți de la toate celelalte $(n-1)$ variante, și deci, în raport cu pragurile p_j și q_j, varianta V_j este optimă.

Problema găsirii variantei optime se rezolvă pe etape astfel:

Se pornește de la poziția inițială a dreptei D_1, pentru care $p = 1$, și respectiv a dreptei D_2, pentru care $q = 0$. Dreapta D_1 se deplasează în jos, iar dreapta D_2 în sus, pînă cînd se obține o soluție de praguri p_1 și respectiv q_1 pentru care există cel puțin o variantă V_1 pentru care toți coeficienții de concordanță sînt superiori sau egali valorii de prag p_1 și pentru care toți coeficienții de discordanță sînt inferiori sau egali valorii de prag q_1, astfel încît să fie satisfăcută și condiția:

$$p_1 > p_k$$

$$q_1 < q_k,$$

în care p_k și q_k sînt pragurile asociate unei variante oarecare V_k, cuprinsă în model, pentru care, după cum s-a arătat mai sus, toți coeficienții de concordanță sînt superiori sau egali pragului p_k, respectiv toți coeficienții de discordanță sînt inferiori sau egali pragului q_k.

Varianta V_1 este varianta optimă a sistemului considerat.

În continuare se deplasează dreptele D_1 și D_2 prin pași pînă la obținerea în final a unor praguri p_i și q_i asociate cel puțin unei variante V_i, pentru care există relația:

$$p_i < p_k$$

$$q_i > q_k$$

în care p_k și q_k sînt pragurile asociate variantei oarecare V_k.

Varianta V_i este ultima variantă în clasamentul preferințelor.

Între variantele V_1 și V_i există un număr de variante clasate după mărimea depărtării pragurilor p și q asociate acestora, față de pragurile-limită 1 și 0.

Aplicații

1. Se consideră o competiție între patru variante, V_1, V_2, V_3 și V_4, pentru care s-au dedus matricele [c] și [d] ale coeficienților de concordanță și de discordanță, reprezentați în tabelul 1.

Tabelul 1

$$[c] = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline & 0{,}5 & 0{,}6 & 0{,}8 \\ \hline 0{,}6 & & 0{,}6 & 0{,}6 \\ \hline 0{,}4 & 0{,}4 & & 0{,}4 \\ \hline 0{,}3 & 0{,}8 & 0{,}6 & \\ \hline \end{array} \qquad [d] = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline & 0{,}6 & 0{,}8 & 0{,}6 \\ \hline 1 & & 0{,}7 & 0{,}4 \\ \hline 0{,}8 & 0{,}8 & & 0{,}8 \\ \hline 0{,}5 & 0{,}3 & 0{,}2 & \\ \hline \end{array}$$

În figura 1 este dată, pe aceeași diagramă prin semne convenționale pentru coeficienții de concordanță și discordanță, reprezentarea grafică a matricelor respective.

Varianta optimă este V_1. Într-adevăr, cele mai apropiate valori ale pragurilor asociate p și q de valorile extreme 1 și 0 sînt $p = 0{,}5$ și $q = 0{,}6$. Urmează în ordine varianta V_4 cu

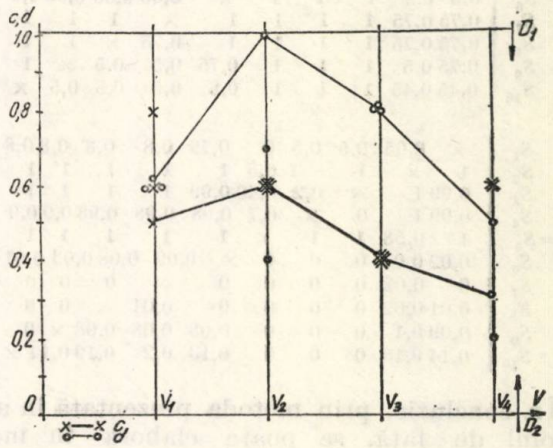


Fig. 1. Reprezentarea grafică a matricelor [c] și [d].

$p = 0{,}3$ și $q = 0{,}5$ și variantele echivalente V_2 și V_3 cu $p = 0{,}6$ și $q = 1$, respectiv $p = 0{,}4$ și $q = 0{,}8$.

2. Reluînd aplicația din lucrarea [2], pentru cele zece variante $S_1 - S_{10}$, se construiesc figurile 2 și 3, folosind notații cifrice, ordinea variantelor fiind următoarea: S_7 și S_8; S_6; S_9; S_{10}; S_1; S_2; S_3 și S_4; S_5. În tabelul 2 s-au reprezentat matricele [c] și [d].

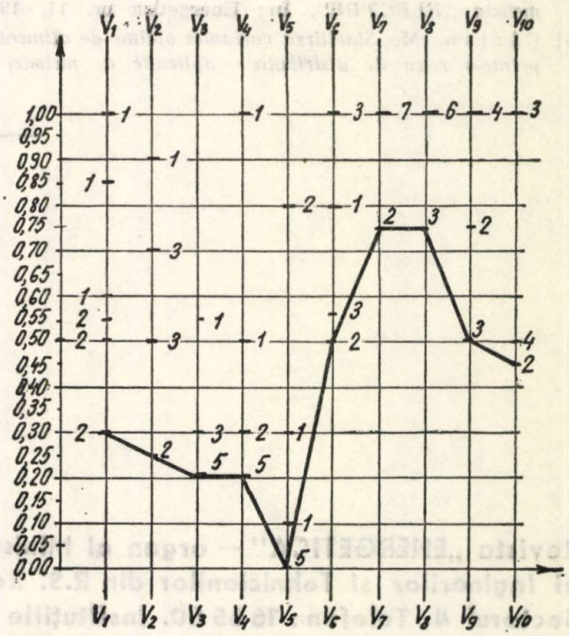


Fig. 2. Reprezentrea grafică a matricei coeficienților de concordanță.

Variantele optime S_7 și S_8 au pragurile $p = 0{,}75$ și $q = 0{,}02$, iar variantele inferioare S_3 și S_4 au pragurile $p = 0{,}2$ și $q = 1$. Ultima variantă este S_5, cu pragurile $p = 0$ și $q = 1$.

Tabelul 2

$[c]$

	S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6	S_7	S_8	S_9	S_{10}
S_1	×	0,5	0,85	0,6	1	0,55	0,3	0,3	0,5	0,55
S_2	0,7	×	0,7	0,7	0,9	0,5	0,25	0,25	0,5	0,5
S_3	0,3	0,3	×	0,55	0,3	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
S_4	0,3	0,3	1	×	0,5	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
S_5	0,1	0,3	0,8	0,8	×	0	0	0	0	0
S_6	0,5	0,5	1	1	1	×	0,55	0,55	0,55	0,8
S_7	0,75	0,75	1	1	1	1	×	1	1	1
S_8	0,75	0,75	1	1	1	1	0,75	×	1	1
S_9	0,75	0,5	1	1	1	0,75	0,5	0,5	×	1
S_{10}	0,45	0,45	1	1	1	0,5	0,5	0,5	0,5	×

$[d]$

	S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6	S_7	S_8	S_9	S_{10}
S_1	×	0,05	0,5	0,5	0	0,79	0,8	0,8	0,8	0,8
S_2	1	×	1	1	0,5	1	1	1	1	1
S_3	0,99	1	×	0,2	0,40	0,99	1	1	1	1
S_4	0,99	1	0	×	0,7	0,98	0,98	0,98	0,9	0,9
S_5	1	0,58	1	1	×	1	1	1	1	1
S_6	0,02	0,07	0	0	0	×	0,09	0,08	0,03	0,01
S_7	0	0,02	0	0	0	0	×	0	0	0
S_8	0,01	0,02	0	0	0	0	0,01	×	0	0
S_9	0,09	0,1	0	0	0	0,08	0,08	0,08	×	0
S_{10}	0,14	0,18	0	0	0	0,13	0,2	0,19	0,14	×

În concluzie, prin metoda prezentată în articolul de faţă, se poate elabora în mod sugestiv o decizie multicriterială cu largi aplicaţii în electroenergetică.

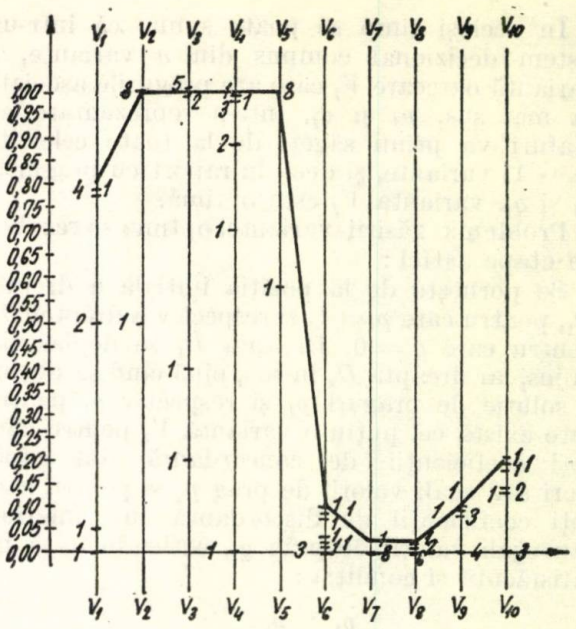


Fig. 3. Reprezentarea grafică a matricei coeficienţilor de discordanţă.

Bibliografie

[1] Boldur, Gh. *Fundamentarea complexă a procesului decizional economic.* Editura ştiinţifică, Bucureşti, 1973.

[2] Ivas, D. A., Ştirbu, C. şi Sevastre, I. *Compararea soluţiilor constructive pentru instalaţiile de distribuţie exterioare după criterii multiple prin metoda „ELECTRE".* În: Energetica nr. 11, 1971.

[3] Cârlan, M. *Stabilirea variantei optime de alimentare printr-o reţea de distribuţie — aplicaţie a metodei de decizie multicriterială ELECTRE.* Curs CPL—M.E.E. 1975.

[4] Stănculescu, A. *Metoda de decizie multicriterială ELECTRE privind amplasarea surselor de alimentare în reţelele electrice.* C.P.L.—M.E.E., 1975.

[5] Ackoff, R. L. şi Sasieni, M. W. *Bazele cercetării operaţionale.* Editura tehnică, 1975.

(Articol intrat în redacţie la 10 martie 1976)

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Str. Doamnei 14—16, Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01. BN R.S.R. - Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. „Informaţia" c. 1377

41 401

1977 FEB 08

E 2039
MW

9

energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREŞTI
SEPTEMBRIE 1976

0 6 12 18 24

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 9 Septembrie

Cuprinsul

		Pag.
A. Ruiu	**Dezvoltarea surselor neconvenţionale de producere a energiei electrice şi impactul asupra mediului ambiant**	301—306
M.G.M. Pop, Ec. Ursu şi D. Manea	**Multiplul de circulaţie — un criteriu important pentru proiectarea generatoarelor de abur verticale cu circulaţie naturală din centralele nucleare-electrice**	307—309
L. Mihăescu, B. Casaş şi T. Mihăescu	**Funcţionarea morilor cu ciocane la măcinarea lignitilor. Aplicaţii asupra morilor de la CTE Doiceşti**	310—317
I. Gheorghiu	**Contribuţii la studiul efectelor poluării asupra izolaţiei electrice. Soluţii noi de creştere a siguranţei în funcţionarea reţelelor electrice amplasate în medii poluate**	318—324
N. Sufleţel, D. Ivas şi M. Ilinca	**Nomograme pentru predimensionarea alimentărilor cu energie a motoarelor asincrone**	325—328
O. Gheorghe şi V. Z. Ştefănescu	**Particularităţile instulaţiilor de protecţie şi automatizări aferente reţelelor în care debitează hidrogeneratoare-bulb**	329—335
E. Covar	**Calculul tensiunilor pe bare la autopornirea simultană a motoarelor electrice racordate la staţii alimentate în cascadă**	335—339
PUNCTE DE VEDERE		
P. Buhuş, Mihaela Iordache şi D. Costescu	**Oportunitatea folosirii transformatoarelor neinflamabile în ţara noastră**	340—346

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Dezvoltarea surselor neconvenționale de producere a energiei electrice și impactul asupra mediului ambiant

Ing. A. Ruiu*)

Creșterea consumului de energie electrică pe plan mondial (în 1980 se vor produce circa 9250 TWh, față de 4700 TWh în 1970) a necesitat introducerea în circuitul exploatării industriale a unor noi surse energetice în vederea acoperirii cerințelor mereu mai mari ale unei rapide dezvoltări economico-sociale. Energia solară, geotermică, tehnologiile MHD (magneto-hidrodinamice) și în special energia nucleară reprezintă posibilități noi, capabile în anumite condiții să devină competitive, iar în perspectivă să înlocuiască, într-o mare măsură, sursele clasice.

În contextul dezvoltării viitoare a acestor surse neconvenționale de producere a energiei electrice, repercusiunile posibile asupra bioclimatului necesită o cunoaștere și o cercetare aprofundată în vederea eliminării oricărui risc de deteriorare a condițiilor naturale de mediu.

1. Centralele nuclearoelectrice și problemele impactului asupra mediului ambiant

Penuria de energie care s-a manifestat în ultimii ani și mai ales creșterea prețului hidrocarburilor la sfîrșitul anului 1973 au stimulat majorarea programelor de energetică nucleară, în special în țările puternic industrializate. Introducerea accelerată a puterii nucleare va conduce la creșterea ponderii energiei electrice produse de CNE în producția totală de energie electrică, estimările indicînd cifra de 83% în anul 2000. La nivelul acestui an, energia nucleară va trebui să asigure 40% din cerințele de energie primară ale omenirii, comparativ cu numai 27% cît se prevedea la începutul anului 1973 [1]. Pentru R.S.R., intervenția CNE în producția de energie electrică a țării va deveni efectivă în deceniul după 1980.

În regim normal de exploatare, datorită măsurilor de siguranță luate, evacuările de substanțe active în mediu sînt nesemnificative, radioactivitatea degajată neaf tînd practic nivelul radioactivității naturale. În plus, prin simpla înălțare a coșului centralei, activitatea substanțelor eliminate în atmosferă poate crește de cîteva ori în condițiile menținerii constante a factorilor de risc (fig. 1).

Se admite că, în funcționare normală, o centrală nucleară nu contribuie cu mai mult de 1% la creșterea fondului natural de radiații [2], radioactivitatea efluenților dispersați în mediu fiind practic mult sub limitele impuse (tabelul 1 [3]).

Adevăratul pericol pe care o CNE îl poate reprezenta atît pentru personalul de exploatare cît și pentru populație și mediul înconjurător îl constituie însă funcționarea în regim de avarie, cînd poate avea loc o eliberare necontrolată de produse de fisiune puternic radioactive, a căror sursă o constituie reactorul nuclear. În această situație, în atmosferă se pot răspîndi, sub formă de gaze și aerosoli,

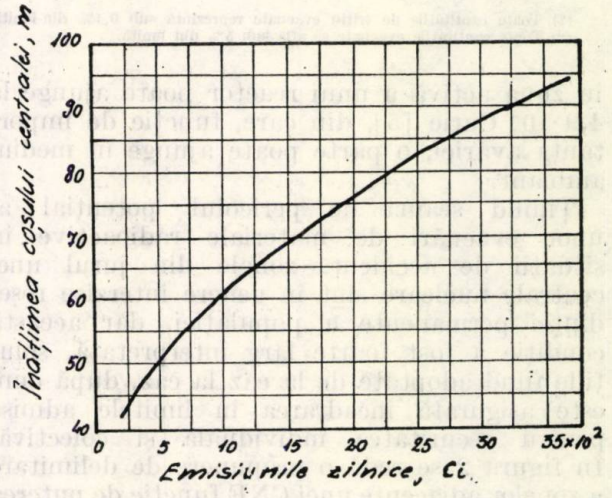


Fig. 1. Valoarea-limită a activității degajate de o CNE funcție de înălțimea coșului centralei.

Xe^{133}, Kr^{85} (gaze nobile), I^{131} (halogen), Sr^{89}, Sr^{90}, Cs^{137} (metale volatile), a căror prezență poate determina contaminarea mediului ambiant. Iradierea β și γ datorată acestor substanțe provoacă îmbolnăviri ale organismului, îndeosebi prin iradiere internă cauzată de inhalarea aerului, respectiv ingerarea alimentelor contaminate.

Dintre izotopii menționați, cei mai periculoși sînt iodul, care se fixează în glanda tiroidă, stronțiul și cesiul, care se acumulează în oase, celelalte produse de fisiune avînd un grad de periculozitate de aproximativ o sută de ori mai mic decît cel datorat iodului [4].

Spre exemplificare, la 3000 MW_t, activitatea totală a produselor de fisiune acumulate

*) Ing. Adrian Ruiu este cercetător științific la ICEMENERG.

Tabelul 1

Poluarea radioactivă dată de CNE (după Environmental Protection Agency)

Denumirea CNE	Puterea, MW_e	Tipul	Deşeurile lichide se evacuează în:	Radioactivitatea efluenţilor lichizi, Curie/an			Radioactivitatea efluenţilor gazoşi, Curie/an		
				total fără H^3	% din limită	tritiu H^3 (1)	gaze rare şi produse active	% din limită	halogen (2)
Dresden 1	210	BWR	Illinois	8	25	5	914 000	4,2	3,3
Yankee Rowe	185	PWR	Deerfield	0,034	0,14	1 490	17,2	0,25	$1,8 \cdot 10^{-6}$
Indian Point	265	PWR	Hudson	7,8	0,28	410	1 750	0,033	$7,5 \cdot 10^{-2}$
San Onofre	450	PWR	Oceanul Pacific	3,8	6,4	4 770	1 610	0,28	nedetectat
Connecticut Yankee	600	PWR	Connecticut	22	3,8	7 380	700	$2 \cdot 10^{-3}$	—
Oyster Creek	515	BWR	Oceanul Atlantic	4,5	17	22	112 000	1,2	0,32
Nine Mile Point	500	BWR	Lacul Ontario	9,4	21	20	9 500	0,04	nedetectat
Ginna	420	PWR	Lacul Ontario	9,4	4,5	107	9 980	2,8	nedetectat

(1) Toate cantităţile de tritiu evacuate reprezintă sub 0,4% din limită.
(2) Toate cantităţile evacuate se află sub 5% din limită.

în zona activă a unui reactor poate ajunge la $4,9 \cdot 10^8$ Curie [5], din care, funcţie de importanţa avariei, o parte poate ajunge în mediul ambiant.

Ţinînd seama de pericolul potenţial al unor evacuări de materiale radioactive în situaţii de accident, zonele din jurul unei centrale nucleare sînt în genere interzise reşedinţei permanente a populaţiei, dar această condiţie a fost foarte larg interpretată, soluţiile fiind adoptate de la caz la caz, după cum este asigurată încadrarea în limitele admise pentru securitatea individuală şi colectivă. În figura 2 se redă o propunere de delimitare a zonelor adiacente unei CNE funcţie de puterea termică a reactorului. Propunerea însă nu ţine seamă de o serie de factori, cum ar fi securitatea intrinsecă a tipului de reactor, securitatea naturală a amplasamentului centralei, sau de măsurile tehnice care au fost adoptate pentru a face faţă accidentelor majore. Luarea în considerare a tuturor acestor factori conduce la concluzia că poluarea radioactivă datorită funcţionării CNE este mult mai puţin periculoasă decît cea dată de CTE clasice, cifrele prezentate în tabelul 2 [3] fiind edificatoare.

O altă problemă ce trebuie analizată în legătură cu măsurile de protecţie a mediului ambiant priveşte eliminarea deşeurilor radioactive provenite din activităţile cu profil electronuclear. Cantităţile apărute în cursul funcţionării reactoarelor necesită o atenţie specială datorită nivelului ridicat de activitate, care depăşeşte valoarea dozelor letale. Spre comparaţie, deşeurile lichide produse în funcţionarea unei centrale nucleare conţin stronţiu 90

Tabelul 2

Concentraţiile medii ale produselor radioactive şi toxice date de CNE şi CTE în anul 2000 (cifrele sînt exprimate considerînd concentraţia maximă admisibilă pentru populaţie egală cu *1*)

	Cazul în care s-ar construi numai CNE					Cazul în care s-ar construi numai CTE	
	Concentraţia obişnuită		Situaţia accidentală				
	H^3	Kr^{85}	I^{131}	Sr^{90}	Cs^{137}	SO_2	Cenuşă
La sol				10^{-6}	10^{-5}		
În aer	$5 \cdot 10^{-6}$	$3 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$			10	10

într-o concentraţie medie de 100 Curie/m^3, faţă de concentraţia maxim admisibilă din apa de băut, de cîteva miliarde dintr-un Curie pe litru [6].

În 1985 este prevăzută o producţie de energie electrică de origine nucleară de circa 80 milioane $MW_t \cdot zi$. Presupunînd un grad de ardere al combustibilului de 30 000 MW·zi/t, rezultă că se vor produce anual 8000 t combustibil iradiat cu o radioactivitate totală de 30 miliarde Curie. Din activitatea iniţială, circa 2% necesită precauţii deosebite datorită radioelementelor cu perioadă de înjumătăţire lungă [4]. Metoda cea mai utilizată în acest caz constă în depozitarea în conteinere special calculate să nu se rupă niciodată şi care trebuie depuse la mare adîncime, în mine părăsite sau pe fundul oceanelor. Numai într-un singur depozit subteran din S.U.A. sînt stocate circa 300 milioane kg, care ar fi suficiente pentru contaminarea letală a tuturor resurselor de apă ale omenirii.

Industria nucleară europeană a folosit cealaltă cale, depunînd din 1967 și pînă în 1974 în adîncurile Atlanticului circa 32 000 t deșeuri cu o activitate inițială de 80 000 Curie [7].

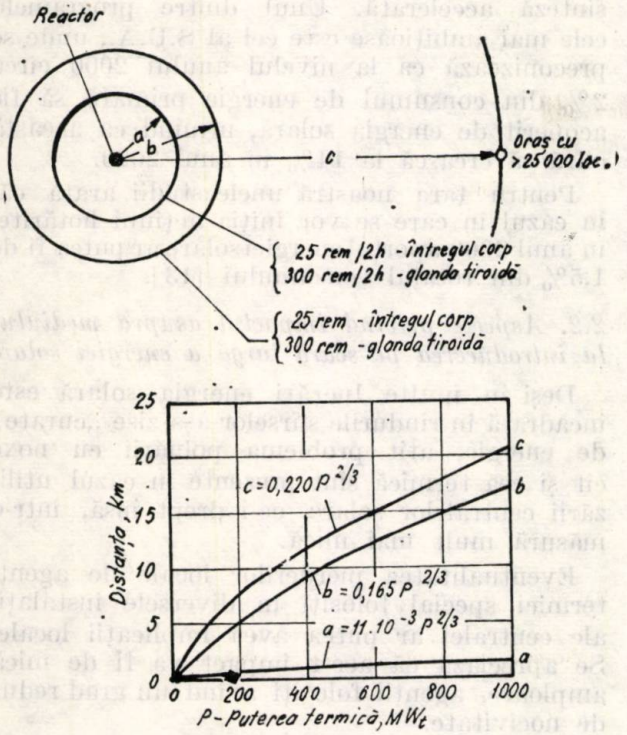


Fig. 2. Zonele sanitare de protecție în jurul CNE (după USAEC):

a — zonă de excludere; *b* — zonă slab populată; *c* — distanța pînă la cel mai apropiat oraș.

Procedeul a întîmpinat însă vii proteste din partea opiniei publice, punîndu-se problema abandonării lui. De semnalat însă că radioactivitatea deșeurilor stocate pe fundul mărilor și oceanelor este în prezent de ordinul a 10^5 Curie comparativ cu nivelul radioactivității naturale, care este de ordinul 10^{11} Curie [4].

Posibilitățile de poluare a mediului datorită deșeurilor radioactive, în cazul unor seisme, sabotaje sau explozii ce pot împrăștia în atmosferă mari cantități de substanțe cu grad înalt de periculozitate, sînt mici, și părerea către care se înclină este că ele trebuie luate ca riscuri ale civilizației moderne. Cu toate acestea, sînt situații, cum este cazul în S.U.A., cînd opinia publică își manifestă opoziția față de programele energetice nucleare.

1.1. Centralele nuclearoelectrice și problemele auxiliare ale relațiilor cu mediul

În categoria problemelor auxiliare sînt incluse acele probleme care privesc relațiile CNE cu mediul ambiant, dar care pot fi întîlnite și în cazul funcționării centralelor clasice, aspectele apărute fiind rezolvate din punct de vedere tehnic atît la CTE cît și la CNE.

Poluarea termică este mult mai puternică la centralele nucleare decît la cele clasice, datorită unor randamente de funcționare cu 10—15% mai mici. În mod corespunzător, cantitățile de căldură evacuate în apa de răcire vor fi cu circa 50% mai mari, ceea ce poate provoca o creștere importantă a temperaturii medii a surselor de răcire. Spre exemplu, creșterea temperaturii unui rîu cu un debit de 10 m^3/s, datorită unei centrale de 500 MW, poate fi de 8—10°C.

În general, temperatura normală a apei de răcire la ieșire este mai mare cu 5—12°C decît temperatura apei la intrarea în condensator. Dacă temperatura de ieșire depășește 35°C, căldura slăbește organismele acvatice, în particular peștii și hrana lor vie, astfel că ei nu pot rezista atacurilor substanțelor poluante și toxice [11].

Valori ridicate ale temperaturii menținute un timp îndelungat pot provoca dezvoltarea unei alte grupe biologice. O astfel de schimbare ar putea atrage, de exemplu, crapii într-o regiune unde mai înainte abunda păstrăvul. Efectul unei asemenea modificări ar putea fi resimțit pe plan economic și chiar ecologic, astfel că, în această eventualitate, trebuie ținut seamă de interesele locuitorilor din zonă.

Accidental, o fluctuație bruscă a temperaturii poate omorî organismele acvatice. Diferențele mari între intrarea și ieșirea apei din circuitele de răcire pot surveni ca urmare a unui demaraj rapid al turbinelor centralei. Nu totdeauna temperaturile ridicate au un efect nociv asupra florei și faunei, ci mai ales efectul frigului care se produce atunci cînd circulația unui efluent cald este oprită brusc.

Folosirea turnurilor de răcire pentru combaterea poluării termice are dezavantajul pierderii, prin antrenarea apei sub formă de picături, a circa 0,1—0,2% din debitul de agent de răcire [12], cifră deja prea mare pentru cantitățile enorme necesare răcirii centralelor nucleare. Aceasta poate influența regimul de precipitații local, schimbările climatice survenite, deși minore, putînd duce la apariția unui dezechilibru ecologic cu perspectiva de a se agrava în timp.

Utilizarea solului. Problema privește atît țările dezvoltate industrial, unde spațiile disponibile sînt în general limitate, cît și cele cu o economie agricolă, în special cele cu o mare densitate a populației (de exemplu India), unde impactul asupra mediului poate fi resimțit cu o acuitate mai mare chiar decît în țările industrializate.

Evacuarea apelor reziduale. Deși nu au reținut pînă în prezent atenția, efluenții reziduali neradioactivi din centralele nucleare sînt capabili de a degrada puternic apele care îi

captează, datorită conținutului lor ridicat de săruri și metale.

Nivelul fondului sonor. Zgomotul produs de funcționarea instalațiilor exercită o influență nesesizabilă direct, dar profundă, asupra oamenilor, animalelor, plantelor și chiar asupra construcțiilor.

Aspectul estetic. Pe măsură ce exigențele cărora trebuie să le răspundă construcția noilor unități cresc, cresc și cerințele referitoare la aspectul estetic al centralelor.

Concluzii la cap. 1

Centralele nucleare reprezintă sursa de energie a viitorului. Puterea instalată în aceste centrale crește necontenit concomitent cu mărirea puterii unitare a grupurilor, dovedindu-se astfel maturitatea soluțiilor tehnologice folosite. Aceasta face ca și problemele de securitate și protecție a mediului ambiant să fi ajuns la un anumit nivel de perfecțiune.

Din totalitatea posibilităților de infestare radioactivă a zonelor învecinate centralei, unele au fost înlăturate (de exemplu probabilitatea de transformare a reactorului într-o bombă nucleară în caz de avarie mai gravă), iar altele au suferit ajustări considerabile (cazul contaminării mediului datorită evacuărilor de deșeuri gazoase la coș în timpul funcționării normale a centralei).

Problemele dificile rămase și care mai constituie obiectul unor studii și cercetări detaliate sînt poluarea datorită deșeurilor radioactive și cea termică. Informațiile cunoscute în aceste domenii și care se datoresc centralelor deja existente trebuie acumulate și interpretate în vederea unor valorificări viitoare.

2. Impactul cu mediul ambiant al surselor noi de energie

Deși din punct de vedere energetic viitorul omenirii este asigurat pe o perioadă îndelungată de centralele clasice și nucleare, totuși cercetările pentru descoperirea și perfecționarea tehnicilor de exploatare a unor noi surse de energie nu au încetat. Multitudinea de încercări făcute pe plan mondial a permis evidențierea posibilităților pe care le oferă ciclurile magnetohidrodinamice și cele bazate pe folosirea energiei solare și geotermice.

2.1. Energia solară și perspectivele de dezvoltare

Cu toate că energia solară poate fi socotită o sursă practic inepuizabilă, datorită potențialului scăzut pe care îl are (circa 1 kW/m^2 la nivelul pămîntului), ea necesită investiții deosebit de mari, și din acest motiv este, deocamdată, nerentabilă. Cercetările efectuate au dovedit însă că, în anumite condiții, utilizarea energiei solare ar putea deveni interesantă pentru realizarea caselor solare, centralelor electrice, dispozitivelor cu celule fotovoltaice, pompelor pentru acționarea apei în sistemele de irigații și a fermelor marine de biofotosinteză accelerată. Unul dintre programele cele mai ambițioase este cel al S.U.A., unde se preconizează ca la nivelul anului 2000 circa 2% din consumul de energie primară să fie acoperit de energia solară, urmînd ca această cifră să crească la 14% în anul 2020.

Pentru țara noastră unele studii arată că, în cazul în care se vor iniția acțiuni hotărîte, în anul 2000 aportul energiei solare ar putea fi de 1,5% din totalul consumului [13].

2.2. Aspecte privind impactul asupra mediului la introducerea pe scară largă a energiei solare

Deși în multe lucrări energia solară este încadrată în rîndurile surselor așa-zise „curate" de energie, atît problema poluării cu noxe cît și cea termică sînt prezente în cazul utilizării centralelor solare, ce-i drept însă, într-o măsură mult mai mică.

Eventualitatea pierderilor locale de agenți termici special folosiți în diversele instalații ale centralei ar putea avea implicații locale. Se apreciază că acest impact va fi de mică amploare, agenții folosiți avînd un grad redus de nocivitate.

Utilizarea energiei solare ar trebui, în ansamblu, să nu modifice bilanțul termic al biosferei. Dacă însă pentru instalațiile locale de utilizare a energiei solare (case, pompe etc.) este probabil că nu vor apărea repercusiuni asupra climatului local, pentru instalațiile mai mari este posibil să apară influențe asupra microclimatului.

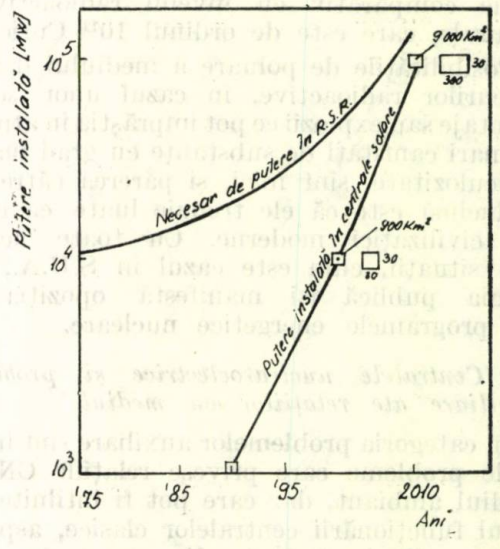


Fig. 3. Evoluția ocupării suprafețelor în ipoteza inițierii unui program de utilizare a energiei solare.

Principala implicație a introducerii pe scară largă a energiei solare rămîne în final ocuparea spațiului. Astfel, pentru o centrală de 1000 MW avînd un randament de 10%, suprafața ocupată atinge 90 km² [13].

Figura 3 arată că dacă ritmul de creștere a cererii de energie în țara noastră ar necesita o dublare a puterilor instalate la fiecare zece ani, în jurul anului 2010 necesarul de putere ar fi de circa 140 000 MW. Presupunînd că startul unui program accelerat de utilizare a energiei solare ar avea loc în 1990 prin construirea primei centrale de 1000 MW și că la sfîrșitul fiecărei decade se înregistrează o creștere de zece ori a puterii instalate în astfel de centrale, la finele anului 2010, cînd necesarul de putere ar fi acoperit în majoritate de producția acestor unități, suprafața ocupată de centralele solare ar fi de circa 9000 km², cifră inacceptabilă în condițiile țării noastre.

În legătură cu mărirea spațiului afectat construcțiilor trebuie amintite și problemele de arhitectură și estetică a mediului.

2.3. Repercusiunile dezvoltării centralelor geotermice asupra mediului [13]

Evoluția valorificării potențialului geotermic sub formă de abur și apă caldă este ilustrată prin următoarele valori ale puterii utile totale (electrice și termice): 1961 — circa 400 MW, 1970 — circa 1000 MW, 1975 — circa 2600 MW.

Deși în țara noastră condițiile naturale încă nu au evidențiat posibilități de utilizare energetică a aburului geotermal, rezultatele obținute în străinătate în acest domeniu constituie informații utile dezvoltării în perspectivă.

Date fiind puterile mici la care sînt exploatate (în majoritatea cazurilor), precum și lipsa instalațiilor poluante, centralele geotermice nu pun probleme deosebite. Dacă există, ele sînt minore și se referă la:

— poluarea mediului cu gaze rezultate din foraje;

— existența zgomotului;

— afectarea echilibrului termic al apelor în care sînt evacuate fluidele geotermale după utilizare;

— degradarea terenului;

— stricarea echilibrului estetic al mediului (de foarte multe ori cîmpurile geotermale se găsesc pe terenuri declarate parcuri sau rezervații naturale).

2.4. Tehnologiile MHD și impactul asupra mediului

Conversia magnetohidrodinamică (MHD) cu plasmă (în circuit deschis sau închis) sau cu metale lichide (în circuit închis) deschide perspectiva realizării de cicluri termice suprapuse cu randamente generale de 48—50%, imposibil de atins prin alte perfecționări tehnologice. Această situație nu poate avea decît repercusiuni pozitive asupra mediului, deoarece creșterea randamentului cu 10—12% ar diminua în mod corespunzător cantitățile de căldură evacuate odată cu fluidul de răcire (fig. 4 [4]). În plus, datorită dispozitivelor de reținere a materialului de însămînțare, se elimină

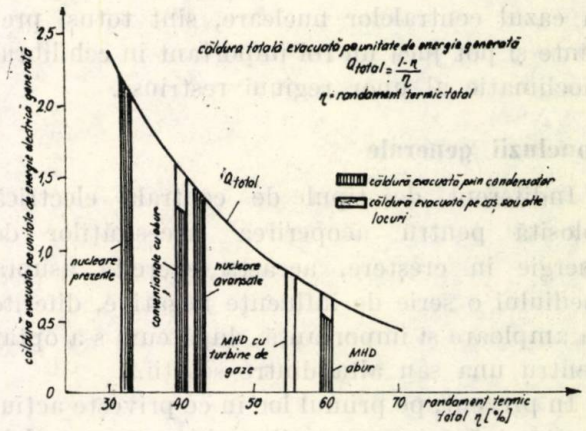


Fig. 4. Poluarea termică a mediului produsă de diverse tipuri de centrale electrice.

și o parte importantă din conținutul de cenușă, oxizi de sulf și azot din gazele de ardere. În tabelul 4 [4] se redă o comparație între evacuările de poluanți ale unei centrale MHD și ale uneia clasice.

Tabelul 4

Evacuarea materiilor poluante în cazul unei centrale clasice și al unei centrale MHD

Denumire	Centrală cu abur	Centrală MHD
Puterea centralei [MW]	1 000	1 000
Conținutul în sulf al cărbunelui utilizat [%]	3	3
Materii solide evacuate la coș [t/zi]	33	3
Conținut SO_3 în gazele de ardere [t/zi]	450	3
Conținut NO_3 în gazele de ardere [t/zi]	80	4

De remarcat că nici tehnologiile MHD utilizînd cicluri suprapuse (și care au cele mai mari șanse de utilizare la scară industrială față de alte tipuri de cicluri MHD) nu rezolvă problema poluării; aceasta este numai redusă, și nu eliminată total. De asemenea, ca aspect negativ trebuie semnalată mărirea suprafețelor afectate construcției centralelor și a nivelului de zgomot.

Concluzii la cap. 2

Cu toate că nu prezintă un interes deosebit pentru balanța energetică în următorii 25—50 de ani, sursele noi examinate în lucrare își vor aduce aportul lor la acoperirea necesităților de energie ale lumii industriale.

Consecințele negative asupra mediului ale exploatării acestor surse, deși mai reduse decît în cazul centralelor nucleare, sînt totuși prezente și pot juca un rol important în echilibrul bioclimatic al unor regiuni restrînse.

Concluzii generale

Indiferent de tipul de centrală electrică folosită pentru acoperirea necesităților de energie în creștere, aceasta exercită asupra mediului o serie de influențe negative, diferite ca amploare și importanță, după cum s-a optat pentru una sau alta dintre soluții.

În prezent, pe primul loc în ce privește acțiunea nocivă asupra naturii se situează centralele clasice, care, împreună cu motoarele de combustie internă, sînt responsabile de 72% din poluarea atmosferică totală [6]. De asemenea, poluarea termică datorită acestor centrale amenință să provoace perturbări în echilibrul biologic prin mărirea continuă a puterilor unitare instalate.

Față de această situație, centralele nucleare, care au ca număr și importanță o pondere încă redusă în producția de energie electrică, nu au avut efecte notabile asupra mediului ambiant. Se acordă însă o mare importanță protecției împotriva radiațiilor ce însoțesc procesele de fisiune și a poluării termice, mult mai importantă decît la centralele clasice datorită randamentelor mai scăzute.

Sursele noi de producere a energiei electrice au, comparativ cu centralele clasice și nucleare, efecte mult mai puțin nocive asupra mediului. Ele nu reprezintă însă soluții exploatabile industrial la scară mare în viitorul apropiat, rămînînd doar un capitol deschis pentru cercetare, care va trebui să asigure și rezolvarea problemei poluării.

Bibliografie

[1] * * * *Perspectivele dezvoltării științei și tehnologiei în energetica nucleară; contribuția acesteia la dezvoltarea energetică în R.S.R., în perioada 1981—2000.* Studiu ICEMENERG, 1975.

[2] Dănilă, N. Centrale nucleare electrice. Editura Academiei R.S.R., București, 1973.

[3] Caron, M. *L'énergie atomique et l'environnement.* În: Energie nucléaire, nr. 13, 1971.

[4] Rădulet, R., Georgescu, A. ș.a. *Perspectivele de dezvoltare a energeticii.* Editura tehnică, București, 1974.

[5] Birkhofer, A. *Reaktorsicherheit in der BDR.* În: Atomwirtschaft, nr. 10, 1970.

[6] Murty, K. K. *Population, power and pollution.* 9th World Energy Conference, Detroit, sept. 1974, Division 1.

[7] * * * *First Activity Report of OECD.* În: Industries atomiques et spatiales, ian.—febr. 1974.

[8] Moțoiu, C., Vasilescu, N. ș.a. *Centralele nuclearoelectrice de putere mare.* Editura tehnică, București, 1974.

[9] Băbălău, C., Georgescu, A. ș.a. *Interrelationship between thermal and nuclear power plants and air pollution in Romania.* 9th World Energy Conference, Detroit, sept. 1974, Division 1.

[10] Groza, O., Rădulet, R. ș.a. *Energy development and its social impact.* 9th World Energy Conference, Detroit, sept. 1974, Division 1.

[11] Gammelgard, P. N. *Environment and the Energy Supply.* 9th World Energy Conference, Detroit, sept. 1974, General Report.

12] Blanquet, J. C. *Les tours de réfrigération à tirage naturel dans les centrales nucléaires.* În: Industries atomiques et spatiales, martie—aprilie 1974.

[13] * * * *Prognoza dezvoltării științei și tehnologiei în domeniul surselor noi de energie și al tehnologiilor noi de producere a energiei electrice.* Studiu ICEMENERG, 1975.

(Articol intrat în redacție la 15 octombrie 1975)

Multiplul de circulație—un criteriu important pentru proiectarea generatoarelor de abur verticale cu circulație naturală din centralele nuclearoelectrice

Ing. **Mihai G. M. Pop**,
Ing. **Ecaterina Ursu**,
Ing. **Dumitru Manea***)

Lucrarea de față își propune să analizeze elementele constructive și funcționale care influențează circulația naturală a generatoarelor de abur (GA) verticale din centralele nuclearoelectrice (CNE). Analiza a fost făcută asupra GA din CNE Tihange, Sequoyah, Doel, Atucha, Chooz, puse în exploatare în perioada 1966—1972. Sistemele nucleare de producere a aburului la aceste CNE aparțin firmelor Westinghouse și Babcock & Wilcox Ltd., debitele de abur pe generator fiind cuprinse între 412,5 și 1730 t/h.

Datele necesare calculelor, culese din literatura de specialitate [1], [2], [3], [4], [5], [6], au fost uneori contradictorii, ceea ce a necesitat verificarea cu ajutorul transferului de căldură a datelor hidraulice. Pentru cele cîteva cazuri la care multiplul de circulație a fost publicat, valoarea calculată s-a apropiat de cea publicată (tabelul 1) în limitele $\pm$ 20%, ceea ce reprezintă o aproximație acceptabilă, dat fiind faptul că în calcule nu au fost luate în considerație influența asupra pierderilor de presiune a turbulenței sporite în partea superioară a inelului ascendent, precum și fenomenul de antrenare a aburului în faza lichidă (carry-under) prezent în aceeași zonă.

Model de calcul al stabilității statice

Publicațiile menționate [1], [2], [3], [4], [5], [6] oferă o serie de date privind parametrii agentului primar și secundar, caracteristicile geometrice fiind date sporadic și incomplet. De aceea s-au făcut o serie de calcule iterative bazate pe ecuațiile de schimb de căldură și de bilanț termic pentru determinarea anumitor mărimi, avînd unii parametri geometrici de bază (standardizați). S-a constatat că un astfel de calcul presupune existența unui număr minim, unic determinat, de date termice și geometrice. Odată stabilit acest set, se poate trece la calculul de stabilitate al circulației naturale, studiindu-se aportul combinat al multiplului de circulație și al geometriei GA.

* Autorii lucrează în cadrul Laboratorului de surse și tehnologii noi din ICEMENERG.

O schemă de principiu a abordării stabilității statice la GA din CNE este prezentată în figura 1.

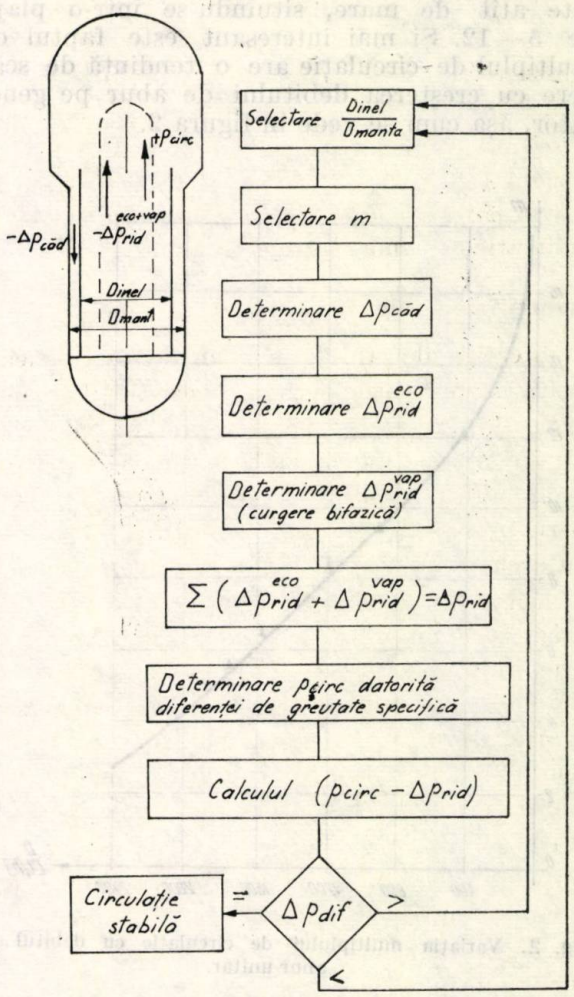


Fig. 1. Schema de principiu a calculului stabilității statice la GA verticale cu circulație naturală din CNE.

Trebuie subliniat faptul că raportul D_{inel}/D_{manta} intervine numai în determinarea termenului $\Delta p_{căd}$, și implicit în comparația finală, în timp ce multiplul de circulație, m, se regăsește pe tot parcursul calculului. Mai mult, varierea numai a raportului D_{inel}/D_{manta} sau, respectiv, numai a multiplului de circulație nu asigură stabilitatea. Aceasta este atinsă pentru o pereche determinată (D_{inel}/D_{manta}; m), cu atît mai mult cu cît problema se tratează în condițiile unor restricții privind dimensiunile de gabarit ale GA și debitul de abur livrat.

Influența producției de abur asupra multiplului de circulație

Făcînd o trecere în revistă a informațiilor privind valorile multiplului de circulație, Tong afirma în 1972 [7] că acesta este de obicei

cuprins între 25 și 40. În urma calculelor făcute, verificate cu o bună aproximație de datele publicate, rezultă că multiplul de circulație la generatoarele de abur moderne nu este atît de mare, situîndu-se într-o plajă de 5—12. Și mai interesant este faptul că multiplul de circulație are o tendință de scădere cu creșterea debitului de abur pe generator, așa cum se vede în figura 2.

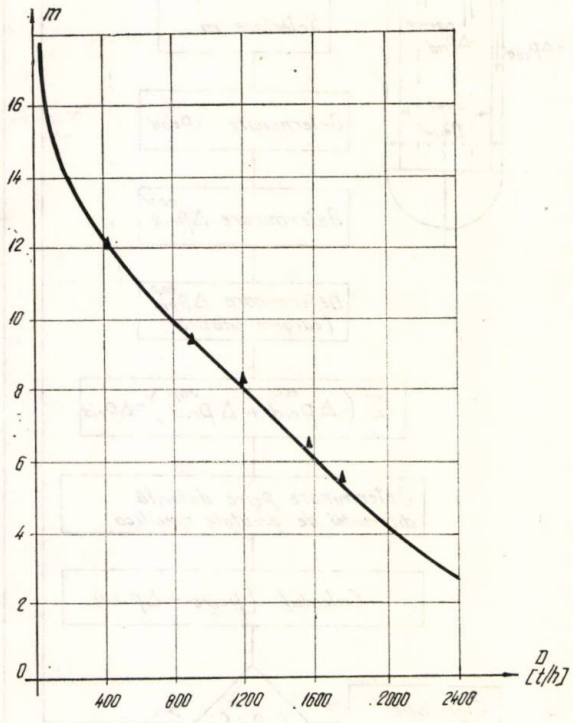


Fig. 2. Variația multiplului de circulație cu debitul de abur unitar.

Figura 2 confirmă că pentru anumite debite mici multiplul de circulație poate lua valori între 30—40 și chiar mai mari. Cu cît crește debitul de abur produs, multiplul de circulație se micșorează, ajungînd să aibă o valoare în jur de 2 la un debit de abur de circa 2500 t/h. Aceasta sugerează că ar exista în construcția de generatoare de abur o limită a trecerii de la cele cu circulație naturală la cele cu circulație forțată la depășirea unui anumit debit de abur. De exemplu, la un multiplu de circulație 2, sistemele de control se apropie mai mult de cele întîlnite la GA cu străbatere forțată decît de cele tipice circulației naturale. Pe de altă parte, debitul de trecere de la circulația naturală la circulația forțată nu este determinat în primul rînd de modificarea parametrilor aburului, așa cum se întîmplă la cazane. În consecință, aici se poate funcționa cu GA la un debit mult mai mare decît cel pentru care în construcția de cazane clasice se consideră că este oportun să se treacă la circulația forțată. Singura limitare în cazul GA nucleare o constituie mărimea diametrului mantalei GA, aceasta devenind prohibitivă în cazul păstrării unui multiplu de circulație supraunitar, la un debit foarte mare de abur.

Pe baza celor arătate, considerăm că un debit de abur de 2500 t/h ar fi limita superioară pentru construirea GA cu circulație naturală, ceea ce ar corespunde unei puteri de circa 425 MW_e pe GA.

Influența geometriei asupra circulației naturale

Dintre elementele geometrice, cel mai sintetic este raportul D_{inel}/D_{manta}, care definește mărimea inelului descendent al conturului de circulație pentru un diametru de manta și un număr de țevi date. S-au încercat diverse valori pentru aceste rapoarte și s-au obținut valori de echilibru ale circulației cuprinse între 0,84—0,90 pentru cele cinci GA considerate (tabelul 1).

Schimbarea valorii de echilibru a raportului, pentru fiecare caz în parte, determină schimbări importante atît asupra presiunii utile cît și a pierderilor de presiune pe cădere, determinînd apariția instabilității statice, cunoscută și sub numele de instabilitate Ledinegg [8]. Odată cu creșterea debitului de abur, plaja de variație a acestor mărimi crește, ca și importanța schimbării raportului D_{inel}/D_{manta} (fig. 3).

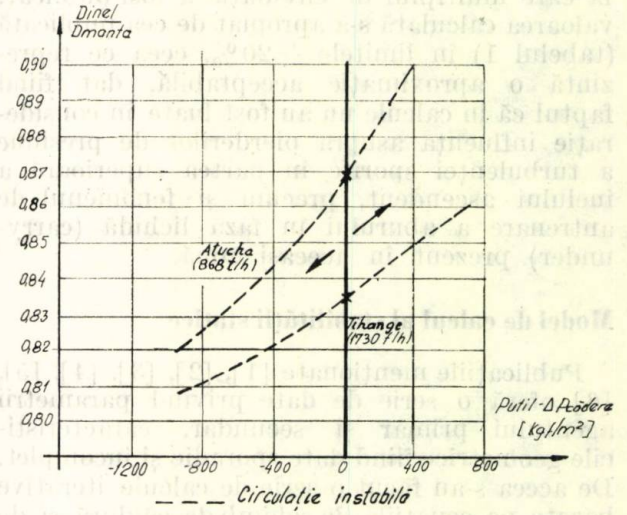


Fig. 3. Influența geometriei asupra stabilității circulației naturale. Săgețile indică depărtarea față de punctul de stabilitate ($p_{util} - \Delta p_{cad} = 0$).

Influența multiplului de circulație asupra stabilității circulației naturale

Pentru fiecare generator de abur de construcție bine determinată se observă că există o singură valoare a multiplului de circulație pentru care condiția de stabilitate este îndeplinită (fig. 4).

Tabelul 1

Valorile optime ale multiplului de circulaţie şi ale raportului D_{inel}/D_{manta} pentru GA considerate

CNE	P_t (GA) MW_t	P_e (GA) MW_e	n_{GA}	D_{ab} (GA) t/h	$\frac{D_{inel}}{D_{manta}}$	Δp_{cad} $\frac{kgf}{m^2}$	Δp_{rid} $\frac{kgf}{m^2}$	p_{circ} $\frac{kgf}{m^2}$	Δp_{dif} $\frac{kgf}{m^2}$	m
Tihange (PWR)	886,7	306,7	3	1730	0,84	76,5	2368	2630	185,5	5,5
Sequoyah (PWR)	852,7	281,25	4	1585	0,90	338	2178,4	2540	23,6	6,5
Doel (PWR)	600	196,25	2	1200	0,90	350	1541	1920	29	8,2
Atucha (PHWR)	—	159,5	2	868,5	0,87	312	1674,2	2020	33,8	9,6
Chooz (PWR)	226	70	4	412,5	0,87	228	1428,3	1710	53,7	12

Instabilitatea are o plajă mai largă la debite mai mari, deoarece la aceste debite multiplul de circulaţie are valori mai mici. Astfel se explică şi de ce, odată cu creşterea debitului de

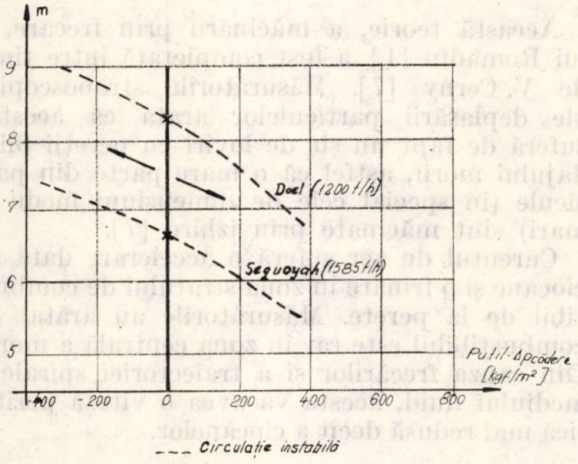


Fig. 4. Influenţa multiplului de circulaţie asupra stabilităţii circulaţiei naturale. Săgeţile indică depărtarea faţă de punctul de stabilitate ($p_{util} - \Delta p_{cad} = 0$).

abur, multiplul de circulaţie pentru atingerea stabilităţii statice trebuie determinat cu o cît mai mare exactitate în vederea proiectării cît mai corecte a instalaţiei de control şi automatizare.

Concluzii

a) Multiplul de circulaţie al unui GA pentru CNE variază cu debitul acestuia avînd valori mari pentru debite nominale mici şi valori mici pentru debite nominale ridicate.

b) Deplasarea către debite de abur unitare ridicate implică trecerea la circulaţie forţată, ca o concluzie logică a tendinţei prezentate anterior. Un debit de 2500 t/h poate fi considerat cu limită superioară în construcţia GA cu circulaţie naturală.

c) Raportul D_{inel}/D_{manta} în construcţia GA are o influenţă considerabilă asupra stabilităţii circulaţiei naturale, mai ales pentru instalaţii mari.

d) Influenţa determinării cu exactitate a multiplului de circulaţie creşte odată cu trecerea la debite unitare mai mari de abur.

Notaţii

P_t(GA) — puterea termică pe un GA, în MW_t;
P_e(GA) — puterea electrică pe un GA, în MW_e;
n_{GA} — numărul de GA pe grup;
D_{ab}(GA) — debitul de abur al unui GA, în t/h;
D_{inel} — diametrul inelului de dirijare a circulaţiei prin GA, în m;
D_{manta} — diametrul mantalei GA, în m;
m — multiplul de circulaţie;
Δp_{cad} — pierderea de presiune pe cădere, în kgf/m^2;
Δp_{rid}^{eco} — pierderea de presiune pe ridicare în zona de economizor, în kgf/m^2;
Δp_{rid}^{vap} — pierderea de presiune pe ridicare în zona de vaporizator, în kgf/m^2;
Δp_{rid} — pierderea de presiune pe ridicare (economizor plus vaporizator), în kgf/m^2;
p_{circ} — presiunea de circulaţie, în kgf/m^2;
$\Delta p_{dif} = p_{circ} - \Delta p_{rid} - \Delta p_{cad}$ — diferenţa de presiune a circulaţiei naturale, în kgf/m^2.

Bibliografie

[1] * * * Energie nucléaire, nr. 2, 1969
[2] * * * Energie nucléaire, nr. 9, 1969
[3] * * * Energie nucléaire, nr. 4, 1972
[4] * * * Nuclear Engineering International, 14, nr. 157, 1969,
[5] * * * Nuclear Engineering International, 16, nr. 185, 1971
[6] * * * Nuclear Engineering International, 7, nr. 69, 1962.
[7] Tong, L. S. şi Weisman, J. *Thermal analysis of pressurised water reactors.* American Nuclear Society, New York, 1970.
[8] Zivi, L. *Hydrodynamic stability of natural circulation boiler system.* Vol. I — *A comparative study of analytical method and experiment of reactor*, US. AEC Report, STL 372 — 12(1), TRW Systems, Redondo Beach, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 31 martie 1976)

Funcționarea morilor cu ciocane la măcinarea ligniților. Aplicații asupra morilor de la CTE Doicești

Ing. **L. Mihăescu,**
Ing. **B. Casaș,**
Ing. **T. Mihăescu***)

Lucrarea de față își propune să analizeze comportarea morilor cu ciocane în cazul măcinării combustibililor solizi inferiori.

La noi în țară, primele mori cu ciocane au fost instalate la CTE Doicești. Ele erau proiectate pentru un debit de 15 t/h și pentru măcinare economică a lignitului de Șotînga și Filipești de Pădure. Următoarele mori cu ciocane, avînd un debit mult mai mare, au fost instalate la CTE Deva.

În decursul anilor au fost făcute, la CTE Doicești, mai multe experimentări privind capacitatea de măcinare cu acest tip de moară a ligniților din bazinul Olteniei, a șisturilor bituminoase, precum și a cărbunilor bruni din Ardeal. Experiențele au confirmat tendința actuală din energetica mondială de reevaluare a posibilităților morilor cu ciocane. S-a arătat că acestea pot din nou echipa cazane de debit mijlociu și mare care funcționează cu combustibili abrazivi.

1. Procesul de măcinare

În acest tip de moară, combustibilul se macină prin :

— lovirea sa de către ciocane ;
— lovirea sa repetată de blindaj ;
— frecarea sa cu ciocanele ;
— frecarea particulelor sale între ele.

În figura 1 se prezintă schema morii și circulația combustibilului prin ea. Alimentarea cu combustibil se face central, particulele de cărbune fiind preluate de ciocane care le aruncă spre periferie.

În urma lovirii, din cauza asimetriei formei sale, precum și a poziției punctului de impact în raport cu centrul de greutate al particulei, particulele de combustibil sînt deviate pe direcție axială.

În urma unei serii de lovituri, întreg spațiul de concasare se umple cu combustibil [1], [3].

Combustibilul se macină în acest tip de moară prin lovirea sa de către ciocane, prin lovirea repetată cu blindajul, precum și prin frecarea acestuia cu ciocanele [1].

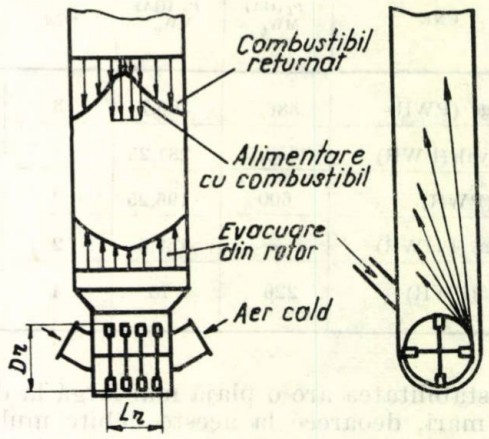


Fig. 1. Principiul de funcționare a morilor cu ciocane.

Această teorie, a măcinării prin frecare, a lui Romadin [1], a fost completată între timp de V. Cerny [7]. Măsurătorile stroboscopice ale deplasării particulelor arată că acestea suferă de fapt un șir de loviri cu pereții blindajului morii, astfel că o mare parte din particule (în special cele de dimensiuni medii și mari) sînt măcinate prin izbire [7].

Curentul de aer suferă o accelerare dată de ciocane și o frînare în zona stratului de combustibil de la perete. Măsurătorile au arătat că combustibilul este rar în zona centrală a morii. Din cauza frecărilor și a traiectoriei spirale a mediului fluid, acesta va avea o viteză periferică mai redusă decît a ciocanelor.

$$W_t < r \cdot \omega = W. \qquad (1)$$

Din această cauză, particulele de cărbune sînt ajunse din urmă de brațe și de ciocane și sînt lovite, efectuîndu-se o măcinare și în acest fel.

Cantitatea de cărbune aruncată de un ciocan la fiecare șoc se detemină cu relația [1] :

$$b = \frac{B \cdot K_k \cdot 10^6}{z \cdot n \cdot 60} \text{ [g/lovitură]}, \qquad (2)$$

în care

B este debitul morii (t/h) ;
K_k — coeficientul de circulație a cărbunelui ;
n — turația morii (rot/min) ;
z — numărul de ciocane.

Debitul de cărbune aruncat de un ciocan depinde de forma și mărimea sa :

$$b = \varphi . \gamma \cdot h \cdot s^2 \quad [g], \qquad (3)$$

---

* Ing. Lucian Mihăescu este asistent universitar la Catedra de cazane și turbine din Institutul politehnic București ; Bujor Casaș este inginer la CTE Doicești ; Teodor Mihăescu este inginer la Intreprinderea „Vulcan" — București.

în care

γ este greutatea specifică a combustibilului (t/m^3);
s — lățimea ciocanului (cm);
φ — coeficientul de corecție a umplerii stratului, $\varphi = 0{,}8 \div 0{,}9$;
h — înălțimea stratului tăiat (cm).

Cu ajutorul relațiilor (2) și (3) se poate determina mărimea ciocanelor pentru o anumită moară.

Timpul de staționare a cărbunelui în moară se poate determina cu relația:

$$\tau = \frac{60}{z_D \cdot n} \quad [s], \tag{4}$$

z_D reprezentînd numărul de ciocane de pe un disc (rînd).

Combustibilul este aruncat spre separator cu o viteză egală cu viteza periferică a ciocanelor. Dacă notăm cu b_z cantitatea de combustibil din moară și separator, atunci cantitatea de combustibil ce se găsește în spațiul de sfărîmare va fi:

$$b_m = b_z \cdot \frac{\tau_s}{\tau_0} \quad [g], \tag{5}$$

în care τ_0 este timpul total de staționare în moară și separator și se calculează cu relația:

$$\tau_0 = \tau_s + \tau_1 + \tau_2 \quad [s], \tag{6}$$

unde

τ_s este timpul de staționare a particulei în moară (s);
τ_1 — timpul de staționare a particulei în separator (s);
τ_2 — timpul de returnare a unei fracțiuni granulometrice din separator în moară (s).

Durata de staționare a particulelor în puțul separatorului poate fi determinată aproximativ din relația pentru aruncarea pe verticală a unui corp. Dacă înălțimea puțului separatorului este H (m) și viteza granulei la intrare este W_0(m/s), durata de staționare în separator, τ_1, va fi [7]:

$$\tau_1 = \frac{W_0}{g} - \frac{1}{g}\sqrt{W_0^2 - 2gH} \quad [s]. \tag{7}$$

Durata medie de întoarcere a particulei din separator poate fi determinată aproximativ din relația pentru cădere liberă:

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{2H}{g}} \quad [s]. \tag{8}$$

Se observă că timpul de staționare a particulelor în separator este mult mai mare decît timpul de staționare în moara propriu-zisă (raportul este de circa $80 \div 130$). Acest lucru duce la o încărcare de numai $1 \div 2\%$ cu cărbune a morii propriu-zise, și cu $98 \div 99\%$ a separatorului [7]. Apare necesitatea unui volum mare al separatorului pentru limitarea concentrației prafului de cărbune în mediul de transport, evitîndu-se astfel înfundările [1], [7].

O bună funcționare a morii implică o alegere corectă atît a numărului de ciocane, cît și a dispoziției acestora. Din analiza circulației combustibilului în moara cu ciocane (fig. 1) rezultă că numărul de ciocane de pe rîndurile externe trebuie să fie mai mare, deoarece ele preiau măcinarea combustibilului returnat din separator (vezi profilul vitezei). Practica a arătat că este de dorit și o supraîncărcare cu ciocane a rîndurilor situate în zona de alimentare cu cărbune.

2. Calculul morilor cu ciocane

Dimensiunile caracteristice ale acestor mori sînt diametrul D_r și lungimea L_r a părții active a rotorului (fig. 1).

Turația rotorului variază la morile actuale între 730 și 1500 rot/min.

Nu se practică reglajul de sarcină prin variațiile de turație [1], [3].

Pe circumferința unui disc se montează 2, 3, 4 sau 6 ciocane. Ordinea de montare, precum și numărul de ciocane pentru fiecare rînd (disc) au o influență foarte mare asupra funcționării morii. Acest lucru trebuie corelat cu felul combustibilului, cu modul de alimentare și cu tipul de separator.

Schema de montare a ciocanelor este dată sub forma unor diagrame obținute prin desfășurarea rotorului în plan.

Distribuția ciocanelor poate fi:

— în eșicher — un număr egal de ciocane pe toate discurile;

— în săgeată — ordinea de decalare a brațelor creînd un interstițiu elicoidal între ciocane, care permite o circulație forțată a combustibilului prin moară;

— elicoidală — ordinea ciocanelor creează un spațiu elicoidal bine conturat între ele;

— longitudinală — apar niște canale longitudinale între ciocane.

Montarea în eșicher nu se mai practică azi din cauza inexistenței între ciocane a unui spațiu care să dirijeze cărbunele, precum și din cauza numărului prea mare de ciocane pe care îl necesită.

Montajul în săgeată și cel elicoidal sînt cele mai moderne. Ele se combină cu ideea unui număr sporit de ciocane în rîndurile extreme.

În figura 2 se pot urmări toate ideile expuse anterior privind montajul ciocanelor.

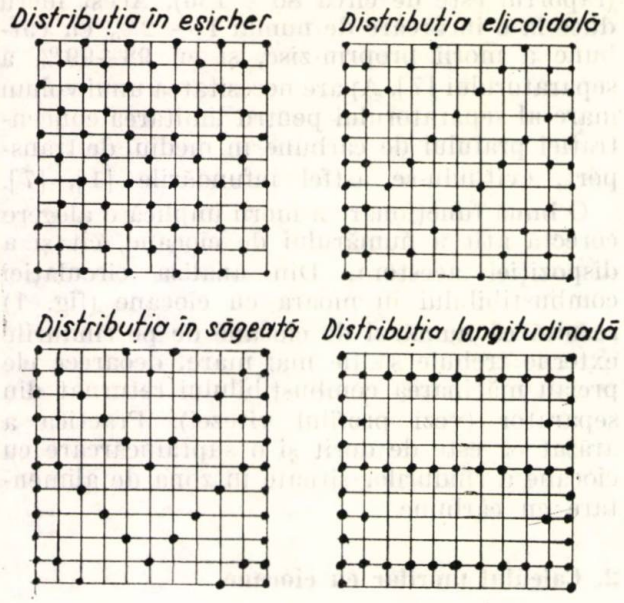


Fig. 2. Tipuri de dispoziție a ciocanelor pe rotor.

Debitul morii cu puț se calculează cu ajutorul relației [2]:

$$B = \frac{0{,}3 \cdot 10^{-9} \cdot D_r^{2{,}65} \cdot n^{3{,}3} \cdot L_r \cdot m_{vTI} \cdot K_{u_1} \cdot K_{u_2} \cdot K_u \sqrt{1{,}43 \frac{N}{N^*} - 1}}{Kc \cdot \ln \frac{100}{R_{90}}}, \quad (9)$$

în care

D_r este diametrul rotorului (m);
L_r — lungimea rotorului (m);
n — turația rotorului (rot/min);
K_{u_1} — coeficientul de corecție care ține seama de influența umidității asupra coeficientului de măcinabilitate;
K_{u_2} — coeficient care ține seama de variațiile greutății specifice cu umiditatea;
K_u — coeficient care ține seama de uzură;
K_c — coeficient care ține seama de variația debitului morii în funcție de finețea cărbunelui la intrarea în moară;
N — puterea morii.

Coeficientul K_{u_1} poate fi calculat cu formula:

$$K_{u_1} = \sqrt{\frac{K^2 - W_m^2}{K^2 - W_h^2}}, \quad (10)$$

în care

W_h este umiditatea higroscopică a cărbunelui;
K — constanta combustibilului dată de relația:

$$K = 4 + 1{,}06\ W_l^i; \quad (11)$$

W_m — umiditatea medie din masă dată de relația:

$$W_m = \frac{W_m^* + 6\,W_p}{7} \quad (12)$$

$$W_m^* = \frac{W_l^i(100 - W_p) - 100(W_l^i - W_p)(a + b - ab)}{(100 - W_p) - (W_l^i - W_p)(a + b - ab)}, \quad (13)$$

unde $a = 0{,}4 \div 0{,}5$ și reprezintă cantitatea de umiditate evaporată în prima treaptă și $b = 0{,}6 \div 0{,}4$ reprezintă cantitatea de umiditate evaporată în cea de-a doua treaptă.

W_p este umiditatea cărbunelui la ieșire din moară.

Coeficientul K_{u_2} se calculează cu formula:

$$K_{u_2} = \frac{100 - W_m}{100 - W_l^i} \quad (14)$$

Pentru o primă aproximație coeficientul K_u poate fi considerat egal cu 0,85.

Coeficientul K_c poate fi calculat cu formula:

$$K_c = 1{,}67 - 0{,}104 \ln \frac{100}{R_5} \quad (15)$$

sau, după [7], cu relația:

$$K_c = 0{,}7 \cdot R_5^{0{,}12} \quad (16)$$

Puterea morii poate fi calculată cu formula:

$$N^* = 1{,}25 \cdot 10^{-6} \cdot D_r^{3{,}4} \cdot n^{2{,}4} L_r \left(0{,}52 \frac{Z}{Z_0} + 0{,}48\right) \text{ [kW]}, \quad (17)$$

unde

Z este numărul efectiv de ciocane de pe rotor;
Z_0 — numărul total de ciocane instalate pe rotor.

Relația (17) arată o variație liniară a puterii morii cu lungimea L_r a rotorului. Această variație este redată în figura 3.

Vitezele periferice către care se merge astăzi sînt:

$U = 30 - 50$ m/s pentru o turație $n = 960$ rot/min;

$U = 38 - 65$ m/s pentru o turație $n = 730$ rot/min.

În ultimul timp viteza periferică a crescut pînă la 60—80 m/s.

În analiza procesului de măcinare al unei mori cu ciocane, o importanță deosebită o au

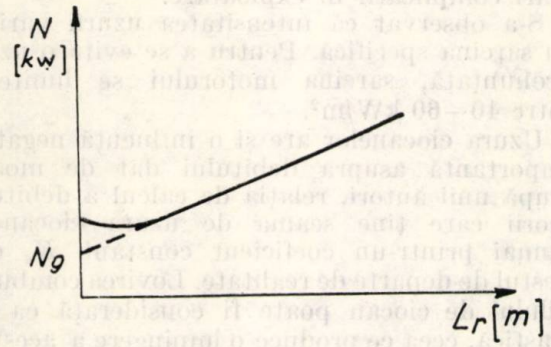


Fig. 3. Variația puterii morii cu ciocane cu lungimea rotorului.

fenomenele ce se petrec în separator. Se face mențiunea că morile cu ciocane au suferit numeroase modificări în decursul timpului.

În figura 4 este prezentată o variantă a morii clasice din figura 1. Această moară poartă numele firmei Steinmüller; poate fi cu suprapresiune sau depresiune și este o moară „secantă". Avantajul acestei construcții constă într-o pierdere mai redusă de presiune la circulația fluidului purtător. Uzura ciocanelor pe rînduri este mult mai uniformă decît în cazul morilor cu introducere axială. Cărbunele și aerul sînt introduse tangențial pe toată lățimea rotorului. Timpul de staționare este redus, ceea ce determină folosirea acestui tip de moară la măcinarea combustibililor uscați. Deoarece măcinarea se face într-un singur rînd de ciocane, a fost necesară modificarea separatorului față de varianta clasică din figura 1 [3].

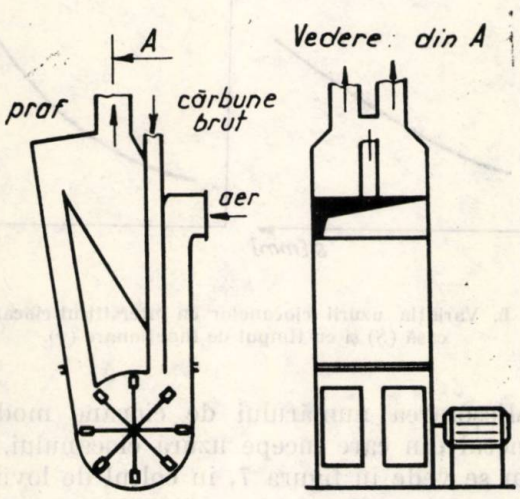


Fig. 4. Schema de principiu a morii secante.

Dacă moara cu puț, prezentată în figura 1, are un separator centrifugal, debitul de cărbune măcinat se va determina cu relația:

$$B = \frac{1{,}4u^3 \cdot L_r \cdot m_{vTI} \cdot K_{u_1} \cdot K_{u_2} \cdot K_u (1{,}43N_i^* - 1)^{0{,}7} K_z}{10^5 \cdot K_c \left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}6} \cdot \left(1 + \frac{1{,}5D_r}{W_s^2}\right)} \text{[t/h]} \tag{18}$$

în care

W_s este viteza prafului prin moară (m/s);

K_z — coeficient care ține seama de numărul de ciocane, $K_z = 0{,}8 - 0{,}9$. K_z poate fi înlocuit, după literatură, însă cu un termen ce ține seama de numărul de ciocane, m_D.

Dacă moara este prevăzută cu separator inerțial, debitul se va determina cu ajutorul relației:

$$B = \frac{1{,}5u^3 \cdot L_r \cdot m_{vTI} \cdot K_{u_1} K_{u_2} \cdot K_u (1{,}43N_i^* - 1)^{0{,}7} m_D^{0{,}25}}{10^5 \cdot K_c \left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}6} \cdot \left(1 + \frac{0{,}5D_r}{W_s^2}\right)} \text{[t/h]} \tag{19}$$

Moara cu ciocane creează și un efect de suprapresiune ca urmare a forțelor centrifugale care apar. Această suprapresiune poate fi calculată cu relația [1]:

$$H = \frac{v_1^2 - v_2^2}{2g} \text{ [mm } H_2O\text{]}, \tag{20}$$

în care

v_1 este viteza periferică a marginii exterioare a ciocanelor;

v_2 — viteza periferică a marginii interioare a ciocanelor.

Cunoscîndu-se suprapresiunea creată de moară, se poate calcula puterea de ventilație:

$$N_v = \frac{QH(1 + K\mu)}{367000\ \eta_v} \text{ [k/W]}, \tag{21}$$

în care

K este coeficientul de pierdere de presiune la transportul pneumatic al mediului bifazic, $K = 0{,}8 - 0{,}9$;

μ — concentrația în greutate a prafului de cărbune (kgf/kgf);

H — suprapresiunea creată de rotor (mm H_2O);

η_v — randamentul ca ventilator al morii $\eta_v = 0{,}60 - 0{,}65$;

Q — debitul de fluid vehiculat prin moară (m^3/h).

Suprapresiunea realizată de moara cu ciocane este inferioară celei realizate de moara-ventilator, așa cum se arată în figura 5.

Dacă se analizează figura 3, se constată că puterea prezintă un minim, ceea ce dovedește că există un randament maxim al morii ca ventilator. În această figură, N_g reprezintă puterea la mers în gol (fig. 3).

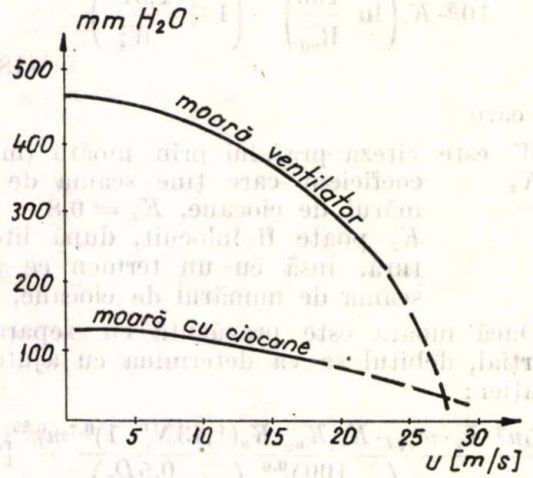


Fig. 5. Suprapresiunea realizată de moara cu ciocane comparativ cu moara-ventilator.

Rezultă că puterea motorului electric este folosită de moară atît pentru măcinarea cărbunelui, cît și pentru ventilație (rezistențele mecanice au fost cuprinse în puterea pentru măcinare).

$$N = N_m + N_v \quad [\text{kW}]. \tag{22}$$

Pentru determinarea consumului specific de energie la măcinare, se poate calcula puterea consumată pentru ventilare ca fiind suma dintre puterea consumată de ventilatorul morii și puterea consumată de ventilatorul de aer primar :

$$N_v = N_{vm} + N_{va} \quad [\text{kW}] \tag{23}$$

$$N_v = K_N \cdot \lambda \cdot D_r^{4,4} \cdot n^{2,4} \quad [\text{kW}], \tag{24}$$

în care

K_N este coeficientul experimental ;

$$K_N = 0{,}85 \div 1{,}1 ;$$

$$\lambda = \frac{L_r}{D_r} ;$$

D_r — diametrul rotorului, m ;
n — turația motorului, rot/min.

Un număr mai mare de ciocane dă un efect mai mare de ventilație. Experimental s-a constatat dependența între puterea de autoventilație pentru o moară ce lucrează cu z ciocane, față de z_{max} ciocane ce s-ar putea monta, dacă încadrarea ciocanelor este aproximativ aceeași [7] :

$$N_v = \left(0{,}52 \cdot \frac{Z}{Z_{max}} + 0{,}48\right) N_{v\,max}. \tag{25}$$

3. Uzura ciocanelor și consumul de metal pentru măcinare

Problema uzurii ciocanelor este foarte importantă. Ea poate ajunge pînă la 200 g/t, astfel că timpul de exploatare a morilor se poate reduce pînă la 150—200 ore, ceea ce creează mari complicații în exploatare.

S-a observat că intensitatea uzurii variază cu sarcina specifică. Pentru a se evita o uzură pronunțată, sarcina motorului se limitează între 40—60 kW/m².

Uzura ciocanelor are și o influență negativă importantă asupra debitului dat de moară. După unii autori, relația de calcul a debitului morii care ține seama de uzura ciocanelor numai printr-un coeficient constant K_u este destul de departe de realitate. Lovirea combustibilului de ciocan poate fi considerată ca neelastică, ceea ce produce o împingere a acestuia în fața ciocanului. Forțele centrifuge care apar creează o presiune asupra stratului de combustibil, pe care îl îndeasă. Astfel partea frontală a ciocanului ajunge să alunece pe stratul îndesat. Va apărea și o diferență de uzură a ciocanelor în funcție de poziția pe care acestea o ocupă în moară (vezi fig. 1). Pentru cazul morilor cu separator centrifugal, cel mai rapid se vor uza ciocanele din rîndurile marginale, cu o intensificare spre fața de atac a ciocanului.

Rîndurile de ciocane de pe partea unde sînt returnate din separator fracțiunile grosiere de combustibil suferă și ele o uzură mai pronunțată.

Viteza de uzură a ciocanelor este direct proporțională și cu grosimea stratului de combustibil dintre ciocan și blindaj. Ca urmare apare o accelerare a uzurii în timp. Acest fenomen este arătat în figura 6 [1].

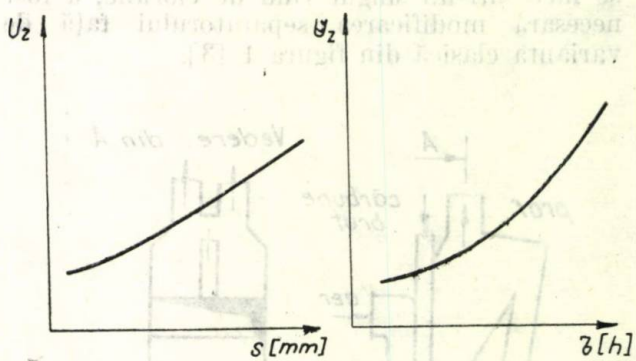


Fig. 6. Variația uzurii ciocanelor cu interstițiul ciocan-carcasă (S) și cu timpul de funcționare (τ).

Micșorarea numărului de ciocane modifică punctul din care începe uzura ciocanului. Așa cum se vede în figura 7, în colțul de lovire al ciocanului se formează o rotunjire care avansează frontal, sun un unghi notat cu β și care

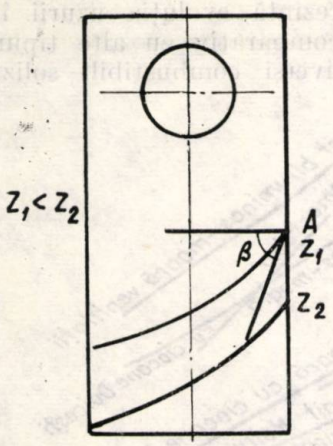


Fig. 7. Evoluția în timp a uzurii ciocanelor.

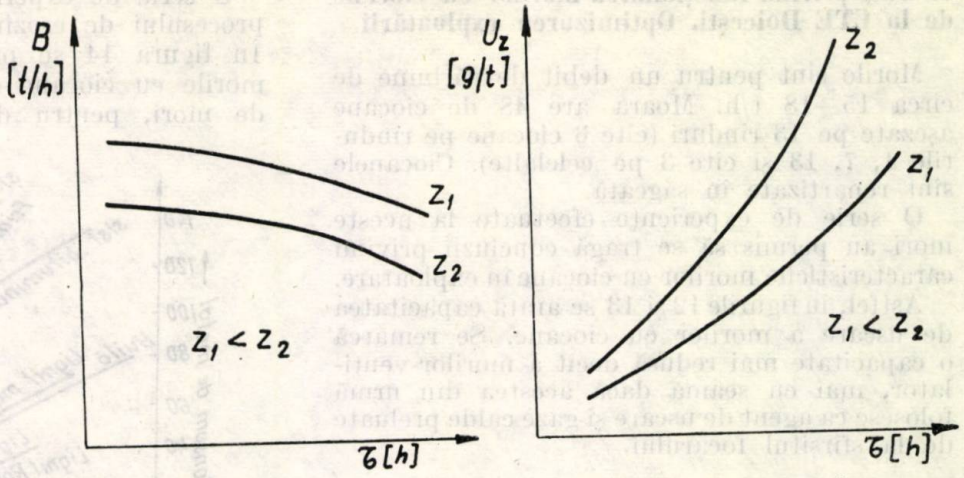


Fig. 8. Variația în timp a debitului și a uzurii pentru morile cu ciocane.

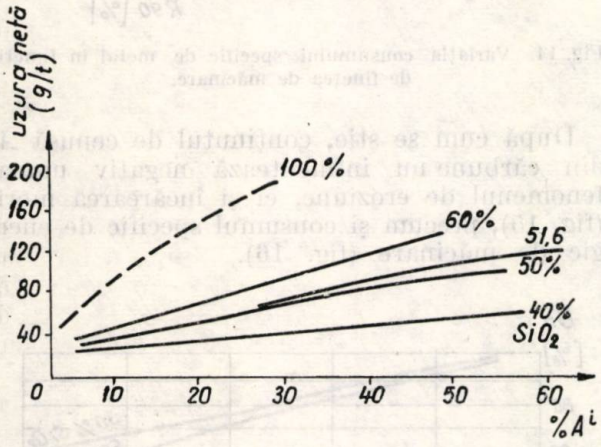


Fig. 9. Variația consumului specific de metal cu conținutul de cenușă A^i, cu conținutul de SiO_2 din cenușă pentru o finețe de măcinare caracterizată prin $R_{90} = 45 - 50\%$.

depinde de numărul de ciocane de pe un rînd [1].

$$\beta = f(z) \qquad (26)$$

$$\beta = 14 \div 16^\circ \text{ pentru } z \geqslant 4;$$

$$\beta = 20 \div 23^\circ \text{ pentru } z < 4.$$

Acest lucru se explică prin variația grosimii stratului de cărbune cu sarcina pe un ciocan.

Mărirea numărului de ciocane duce la creșterea uzurii și, deci, la scăderea debitului morii în timp. Aceste concluzii, de mare importanță pentru proiectarea unei mori, reies din figura 8.

Uzura este foarte mult influențată de calitatea materialului din care sînt confecționate ciocanele și de calitatea combustibilului măcinat. În figura 9 se arată variația consumului specific în funcție de conținutul de cenușă A^i al combustibilului și de conținutul de SiO_2 din cenușă.

În figura 10 sînt redate variațiile consumului specific de energie electrică pentru cazul măcinării diverșilor combustibili solizi. Se remarcă creșterea consumului specific de energie odată cu mărirea fineții de măcinare, fenomen reprezentat în figura 11.

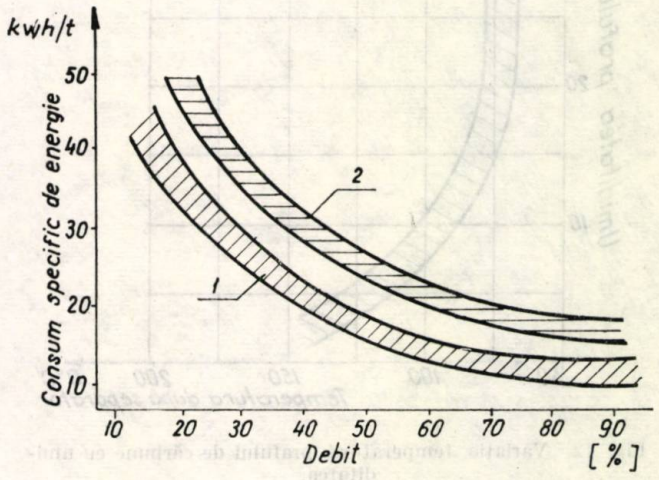


Fig. 10. Variația consumului specific de energie electrică pentru morile rapide în funcție de debitul morii, pentru cazul măcinării huilelor (*1*), cărbunilor bruni și a șisturilor bituminoase (*2*).

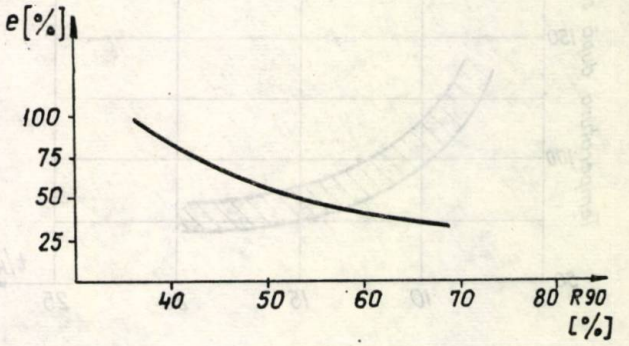


Fig. 11. Variația relativă a energiei specifice de măcinare în funcție de finețea de măcinare.

4. Date privind funcționarea morilor cu ciocane de la CTE Doicești. Optimizarea exploatării

Morile sînt pentru un debit de cărbune de circa 15—18 t/h. Moara are 48 de ciocane așezate pe 13 rînduri (cîte 6 ciocane pe rîndurile 1, 7, 13 și cîte 3 pe celelalte). Ciocanele sînt repartizate în săgeată.

O serie de experiențe efectuate la aceste mori au permis să se tragă concluzii privind caracteristicile morilor cu ciocane în exploatare.

Astfel, în figurile 12 și 13 se arată capacitatea de uscare a morilor cu ciocane. Se remarcă o capacitate mai redusă decît a morilor-ventilator, mai cu seamă dacă acestea din urmă folosesc ca agent de uscare și gaze calde preluate de la sfîrșitul focarului.

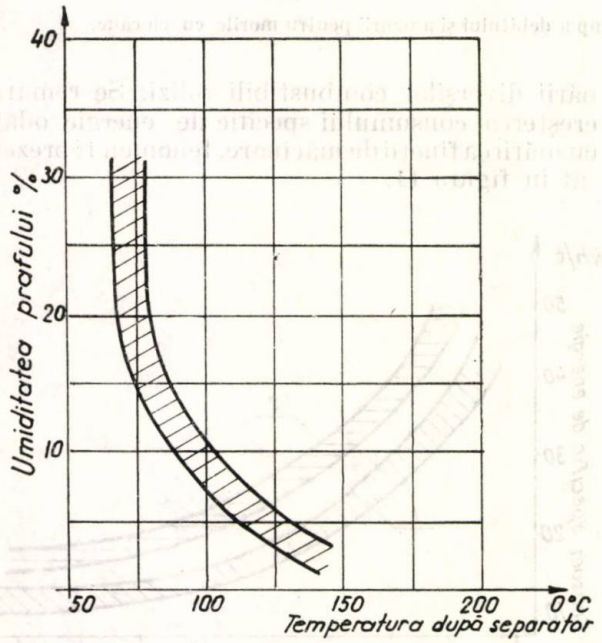


Fig. 12. Variația temperaturii prafului de cărbune cu umiditatea.

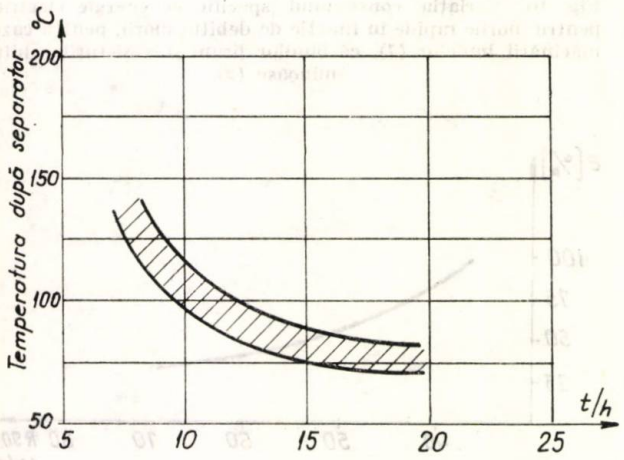


Fig. 13. Variația temperaturii prafului de cărbune cu sarcina morii.

O serie de experiențe au cuprins studierea procesului de eroziune în morile cu ciocane. În figura 14 se prezintă evoluția uzurii în morile cu ciocane comparativ cu alte tipuri de mori, pentru diverși combustibili solizi.

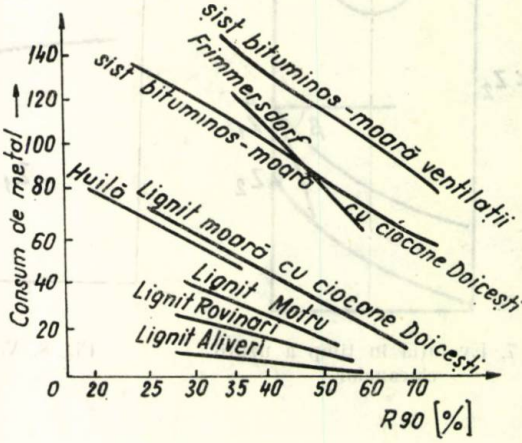


Fig. 14. Variația consumului specific de metal în funcție de finețea de măcinare.

După cum se știe, conținutul de cenușă A^i din cărbune nu influențează negativ numai fenomenul de eroziune, ci și încărcarea morii (fig. 15), precum și consumul specific de energie de măcinare (fig. 16).

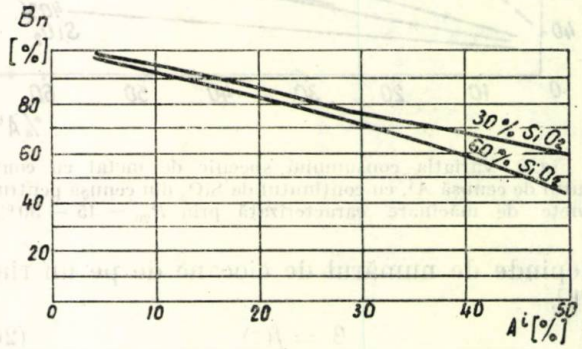


Fig. 15. Variația debitului nominal B_n al morii cu ciocane în funcție de variația conținutului de cenușă al combustibilului A^i și de conținutul de SiO_2 din cenușă.

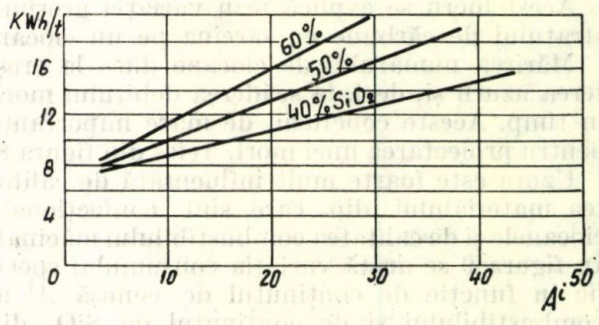


Fig. 16. Variația consumului specific de energie electrică la morile cu ciocane în funcție de conținutul de cenușă al combustibilului și de conținutul de SiO_2 din cenușă.

În figura 17 se arată variaţia finеţii de măcinare a prafului de cărbune în funcţie de conţinutul de cenuşă (A^i).

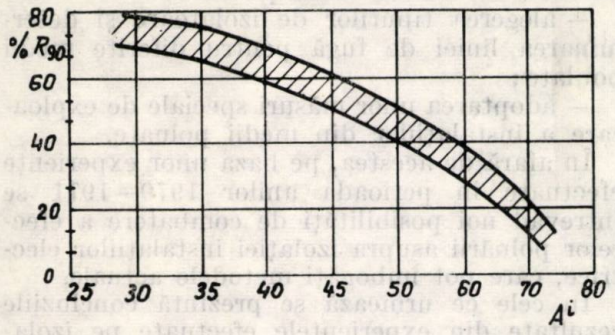


Fig. 17. Variaţia finеţii de măcinare a prafului de cărbune în funcţie de conţinutul de cenuşă al combustibilului în cazul măcinării în mori cu ciocane.

În figura 18 se prezintă finеţea prafului de cărbune ce ar fi dorită pentru un randament bun al cazanului. Analiza curbei granulometrice a prafului de cărbune de la CTE Doiceşti arată însă o finеţe mai redusă decît cea recomandabilă. Măsurătorile efectuate indică drept cauză nu moara în sine, ci construcţia separatorului de praf.

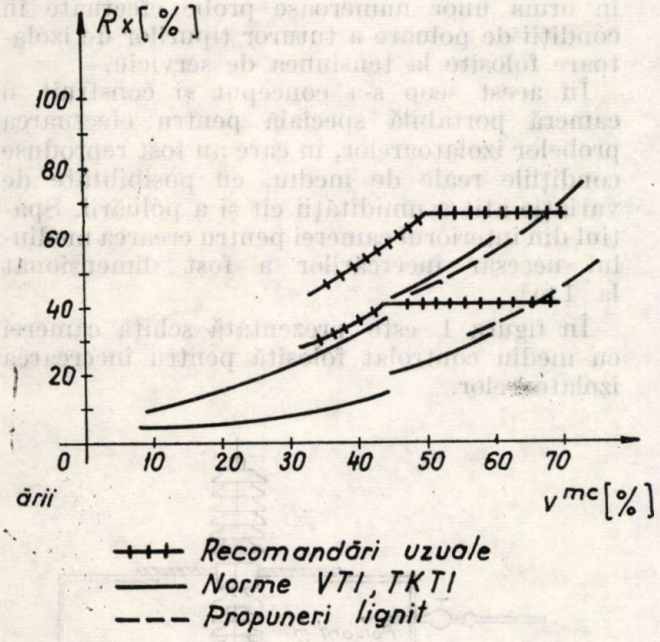


Fig. 18. Finеţea optimă de măcinare a prafului de cărbune.

Se va căuta perfecţionarea construcţiei separatorului de praf. Acest lucru va face însă obiectul unei alte lucrări.

Ca primă recomandare pentru îmbunătăţirea procesului de măcinare ar fi mărirea numărului de ciocane pe rîndurile 6 şi 8, astfel ca alimentarea să fie încadrată de mai multe ciocane, chiar dacă se strică puţin aspectul de curgere axială în „săgeată" a cărbunelui prin moară.

Dacă corelăm acest lucru cu experienţele efectuate de ICPET pe o moară de laborator, experienţe din care reiese că al doilea rînd de ciocane preia o curbă de vîrf în măcinare, se pare că procesul de măcinare se va efectua mai bine.

Concluzii

Datorită avantajelor ce le comportă aceste mori din punctul de vedere al fenomenului de eroziune, pentru combustibilii inferiori cu multă cenuşă morile cu ciocane revin astăzi din nou pe prim plan. Energia specifică de măcinare le recomandă de asemenea.

Trebuie făcut însă un salt în procesul de uscare, precum şi în cel de măcinare a combustibililor cu conţinut ridicat de lignină.

Bibliografie

[1] Romadin, L. *Pepararea prafului de eărbune.* Editura energetică, 1954.

[2] * * * Alegerea optimă a schemei de preparare a prafului de cărbune. Catedra „Cazane şi turbine", contract ICPET, 1972.

[3] Schröder, K *Centrale termoelectrice de putere mare,* vol. III. Editura tehnică, Bucureşti, 1971.

[4] Pănoiu, N. *Asupra funcţionării morilor-ventilator la măcinarea huilei.* În : St. cerc. energetică şi electrotehnică nr. 3, 1973.

[5] Zaharescu, S. ş.a. *Asupra măcinării combustibililor solizi inferiori în mori-ventilator.* Comunicare la Seminarul naţional ştiinţific studenţesc, noiembrie 1974.

[6] Lauteuschlöger, F. W. *The production of energy using coal of low caloric value.* Sesiunea Canadian Electrical Association Thermal and Nuclear Power, 1973.

[7] Cerny V. *Măcinarea şi uscarea cărbunilor,* trad., Praha, 1969.

(Articol intrat în redacţie la 9 octombrie 1975)

Contribuții la studiul efectelor poluării asupra izolației electrice. Soluții noi de creștere a siguranței în funcționarea rețelelor electrice amplasate în medii poluate

Ing. I. Gheorghiu*)

1. Considerații generale

În ultimii ani, în industria țării noastre se impune tot mai mult industria chimică, care prin creșterea continuă a volumului producției, aduce o însemnată contribuție la dezvoltarea economiei naționale.

Odată cu apariția marilor combinate chimice în diferite zone ale țării a apărut necesitatea stabilirii unor soluții de alimentare cu energie electrică care să satisfacă siguranța funcționării instalațiilor electrice în condiții de poluare a mediului înconjurător.

Principala dificultate care trebuie rezolvată în aceste condiții este împiedicarea efectului procesului de poluare asupra nivelului de izolație a instalațiilor exterioare de alimentare cu energie electrică la diferite forme de precipitații atmosferice, combinate cu poluanți solizi sau gazoși. Aceasta deoarece emanațiile de gaze și depunerile au efect de reducere a nivelului de izolație în prezența umidității atmosferice, care apare pe timp de burniță, rouă, topirea zăpezii sau ceață.

În prezența umidității, în ipoteza că substanțele sînt solubile sau parțial solubile, pe suprafața izolației exterioare a instalațiilor electrice apare o peliculă care prezintă proprietăți electrolitice. Această peliculă are ca efect creșterea conductivității superficiale a izolatorului și, implicit, creșterea curenților de fugă.

Curenții de fugă care apar pe suprafața izolatoarelor poluate, sub efectul tensiunii de serviciu și al umidității, pot avea valori diferite, determinate de conductivitatea stratului superficial.

În aceste condiții, odată cu creșterea poluării la anumite valori apar conturnări ale izolației și deci întreruperi în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor.

Înlăturarea efectului poluării asupra izolației prezintă greutăți deosebite, datorită complexității fenomenului și dificultăților de rezolvare.

Pînă în prezent, atît experiența de exploatare cît și rezultatele numeroaselor cercetări au concretizat ca metode și soluții de combatere a efectelor poluării izolației următoarele posibilități:

— proiectarea unor izolatoare cu performanțe maxime în diferite medii poluate;

— alegerea tipurilor de izolatoare și determinarea liniei de fugă pentru diferite medii poulate;

— adoptarea unor măsuri speciale de exploatare a instalațiilor din medii poluate.

În afară de acestea, pe baza unor experiențe efectuate în perioada anilor 1970—1971 se întrevăd noi posibilități de combatere a efectelor poluării asupra izolației instalațiilor electrice, care pot îmbogăți metodele actuale.

În cele ce urmează se prezintă concluziile rezultate din experiențele efectuate pe izolatoarele folosite în instalațiile electrice din zonele platformelor chimice industriale Săvinești și Borzești.

2. Observații și concluzii privind efectele poluării și comportarea izolației în medii poluate

2.1. *Metoda și instalațiile folosite pentru încercări*

Observațiile și concluziile au rezultat în urma unor numeroase probe efectuate în condiții de poluare a tuturor tipurilor de izolatoare folosite la tensiunea de serviciu.

În acest scop s-a conceput și construit o cameră portabilă specială pentru efectuarea probelor izolatoarelor, în care au fost reproduse condițiile reale de mediu, cu posibilitate de variație atît a umidității cît și a poluării. Spațiul din interiorul camerei pentru crearea mediului necesar încercărilor a fost dimensionat la 1 m³.

În figura 1 este prezentată schița camerei cu mediu controlat folosită pentru încercarea izolatoarelor.

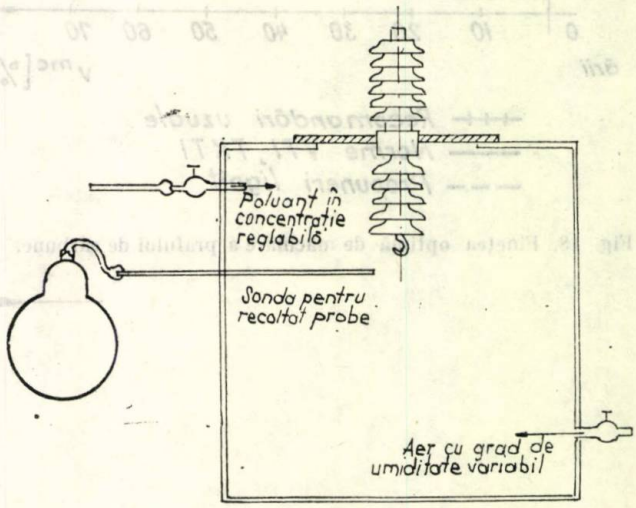


Fig. 1. Cameră cu mediu controlat pentru încercarea izolatoarelor.

*) Ing. Ion Gheorghiu este director adjunct tehnic la IRE Bacău.

După cum se observă din figură, la partea superioară încăperea este prevăzută cu un element izolant pentru aplicarea tensiunii de serviciu izolatorului de încercat.

Izolatorul de încercat se fixează în cîrligul de la partea inferioară a acestui izolator, în interiorul camerei cu mediu controlat.

Pentru introducerea aerului umed și a poluantului sînt prevăzute două robinete, unul la partea superioară cu ajutorul căruia se poate regla cantitatea de poluant introdus și altul la partea inferioară pentru reglarea și introducerea aerului umed.

Recoltarea probelor de poluant se face cu ajutorul unei sonde glisante, care poate fi deplasată, după necesități, pînă în apropierea izolatoarelor de încercat.

Determinarea umidității relative s-a făcut cu două aparate cu bandă de înregistrare montate în interior, unul la partea superioară și altul la partea inferioară. Cele două măsurători servesc la determinarea umidității relative a aerului.

De asemenea, pentru determinarea cît mai exactă a cantităților de poluant, probele de laborator au fost efectuate prin două metode comparative.

Introducerea în interiorul camerei cu mediu controlat a izolatoarelor pentru probe se face printr-o ușă de sticlă perfect etanșă, care permite și observarea fenomenelor din timpul probelor.

2.2. *Condițiile în care au fost efectuate încercările și rezultatele obținute*

Încercările au fost efectuate pe izolatoare 2025, 2026, PSG6, PSG12 și VLKS singulare sau în lanțuri compuse din două sau mai multe elemente.

Pentru poluarea treptată a izolatoarelor supuse încercărilor s-au folosit oxidul de azot, clorul și clorura de sodiu, poluanți care se regăsesc în mediul din zona platformelor chimice Săvinești și Borzești.

Poluarea treptată a mediului s-a realizat prin racordarea camerei cu mediul controlat la conductele de evacuare a gazelor poluante de pe platforma industrială Roznov — Săvinești.

Au fost folosite pentru probe și încercări izolatoare expuse peste șase luni în mediul poluat al stației exterioare Săvinești, avînd ca agenți poluanți oxidul de azot și anhidrida sulfurică, izolatoare curate unse cu unsori siliconice și izolatoare unse cu unsori siliconice expuse peste șase luni în același mediu.

Determinările și încercările s-au efectuat în următoarele condiții :

— Încercarea izolatoarelor singulare sau în lanț în condiții de creștere treptată a poluantului la diferite valori constante ale umidității și tensiune de serviciu constantă.

— Încercarea izolatoarelor singulare sau în lanț la poluare constantă și creșterea treptată a umidității relative a aerului la tensiune de serviciu constantă.

— Încercarea izolatoarelor singulare sau în lanț la poluare și umiditate constante în condiții de creștere a tensiunii peste valoarea tensiunii de serviciu.

Rezultatele încercărilor sînt redate în tabelul 1.

2.3. *Concluzii și observații privind efectele poluării și comportarea izolatoarelor*

Luînd în considerare condițiile în care au fost efectuate încercările și valorile obținute, rezultă următoarele observații și concluzii principale :

— Nivelul cantitativ al poluantului la care izolatoarele conturnează este mult mai mare decît cel admis biologic.

— Poluarea admisă prin norme care nu influențează fenomenele biologice naturale este mai mare decît cea emanată în condiții normale de funcționare.

— Pînă la 50 % umiditate, chiar la cantități foarte mari de poluare, izolatoarele nu conturnează. Se observă, din datele prezentate, că la 3354 mg/m^3 la 44 % umiditate relativă izolatoarele curate se comportă normal, în timp ce la 100 % umiditate relativă aceleași izolatoare conturnează la 1464 mg/m^3.

Mărind numărul de izolatoare, dar păstrînd aproximativ aceeași repartiție a tensiunii pe izolatoare, fenomenele conturnării se desfășoară la fel și la aproximativ aceeași valoare a poluantului. Valoarea poluantului în momentul conturnării lanțului cu două izolatoare este de 1464 mg/m^3, față de 1440 la proba cu trei izolatoare în lanț.

În aceleași condiții de încercare a izolatoarelor expuse peste șase luni și a izolatoarelor unse cu vaselină siliconică expuse peste șase luni, izolatoarele unse au rezistat la o poluare de trei ori mai mare, valoarea la care au conturnat aceste izolatoare fiind de 1586 mg/m^3 cu umiditatea relativă 80 %, față de 476 mg/m^3 și 92 % umiditate relativă la izolatoarele neunse.

Izolatoarele unse cu vaselină siliconică la aceeași tensiune de serviciu și infectare cu poluanți rezistă la cantități de două ori mai mari decît izolatoarele unse cu vaselină siliconică expuse peste șase luni în medii poluate.

Valoarea poluantului la care au conturnat izolatoarele unse este de 3548 mg/m^3 la umiditate relativă 100 %, față de 1586 mg/m^3 și 80 % umiditate relativă la izolatoarele unse expuse șase luni în medii poluate.

— Valoarea de 476 mg/m^3 la care au conturnat izolatoarele expuse în medii poluante peste șase luni este foarte apropiată de valoarea maximă de 410 mg/m^3 înregistrată pe platformă în mediu real cu umiditatea relativă pe timp de ceață de 100 %.

Tabelul 1

Rezultatele încercărilor izolatoarelor în mediu poluat cu oxid de azot

Nr. izolatoare	Starea izolatoarelor	U_f kV	I_f mA	P mg/m³	UR %	Observații
1	Curată	5	0,3	390	74	
1		11	0,6	390	74	
1	Curată	11	0,45	650	68	
1		22	1	650	68	
1	Curată	11	1,6	440	83	
1		22	2,4	440	83	
2	Curată	22	0,75	170	44	
2		22	1,25	570	44	
2		22	6,5	3354	44	
2	Curată	22	5,5	1482	70	Apar slabe conturnări parțiale
2	Curată	22	5,5	1482	70	Apar slabe conturnări parțiale
2	Curată	22	5,5	1482	70	Apar slabe conturnări parțiale
1	Unse cu unsoare siliconică, expuse peste 6 luni în mediu poluant	11	1,5	592	80	
1		11	2	851	80	
1		11	4	1586	80	
1		15	5	1586	80	Conturnări slabe parțiale
1		17	6	1586	80	Început fenomene de conturnare
2	Curată	22	2	320	100	
2		22	4	799	100	
2		22	5,5	980	100	Conturnări slabe parțiale
2		22	8	1464	100	Început fenomene de conturnare
3	Curată	33	6	870	100	Conturnări slabe parțiale
3		33	7,25	1040	100	Intensificarea conturnărilor
3		33	8	1440	100	Început fenomene de conturnare
1	Expuse peste 6 luni	11	1,7	399	70	
		11	3,5	399	90	
		11	5	399	95	
		11	6	399	100	Foarte ușoare conturnări parțiale
1	Expuse peste 6 luni	11	3	476	68	
		11	4	476	74	
		11	4,5	476	81	
		11	5,5	476	92	Conturnări ușoare de suprafață
		11	7,5	476	100	Început fenomene de conturnare
1	Curate, unse cu unsoare siliconică	11	0,75	1022	68	
		11	1	1970	68	
		11	2,5	3354	68	
		11	3	3354	92	
		11	3,5	3354	100	
		11	4	3400	100	
		11	7,4	3549	100	Început fenomene de conturnare

— Dintre toate izolatoarele încercate în condiţiile prezentate, izolatoarele de tip VKLS s-au comportat cel mai slab. La aceste izolatoare, în cazul poluării intense la umiditate maximă, linia de fugă se reduce cu aproximativ 30% prin străpungerea aerului, datorită unghiului prea mic dintre fustele izolatorului.

3. Studierea curentului de fugă

Sub efectul tensiunii de serviciu şi al umidităţii, pe suprafaţa izolatorului poluat iau naştere curenţi de fugă a căror valoare este determinată de conductivitatea peliculei superficiale de suprafaţă.

Curentul de fugă de pe suprafaţa izolatorului depinzînd de umiditate şi gradul de poluare, apare importantă cunoaşterea variaţiei acestuia în funcţie de poluare şi umiditate.

În figurile 2 şi 3 este redată variaţia valorii eficace a curentului de fugă în funcţie de gradul de poluare şi umiditate.

Urmărind această variaţie, rezultă o porţiune a curbei OA în care curentul de fugă este proporţional cu gradul de poluare în condiţiile unei umidităţi constante. În această zonă curentul de fugă nu are nici un fel de efect, iar izolatorul funcţionează în condiţii de perfectă siguranţă.

După punctul A de pe curbă curentul de fugă nu variază proporţional cu gradul de poluare, căpătînd diferite valori dezordonate. În această zonă apar descărcări superficiale pe suprafaţa izolatoarelor.

La acest nivel de poluare funcţionarea izolatorului sub acţiunea tensiunii de serviciu devine nesigură şi poate începe în orice moment fenomenul de conturnare.

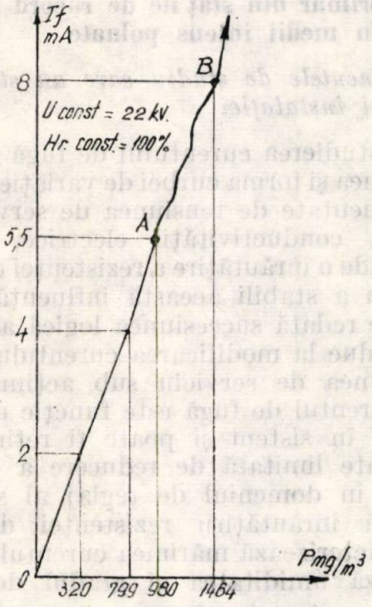


Fig. 2. Variaţia valorii eficace a curentului de fugă în funcţie de poluare, la tensiune de serviciu constantă şi umiditate relativă constantă.

Cînd, curentul de fugă capătă valori peste punctul B, orice fenomen, oricît de neînsemnat (o mică creştere a tensiunii de serviciu, a poluantului sau umidităţii), conduce la accelerarea descărcărilor parţiale şi la declanşarea fenomenului de conturnare a izolatoarelor, dacă nu se iau măsuri preventive.

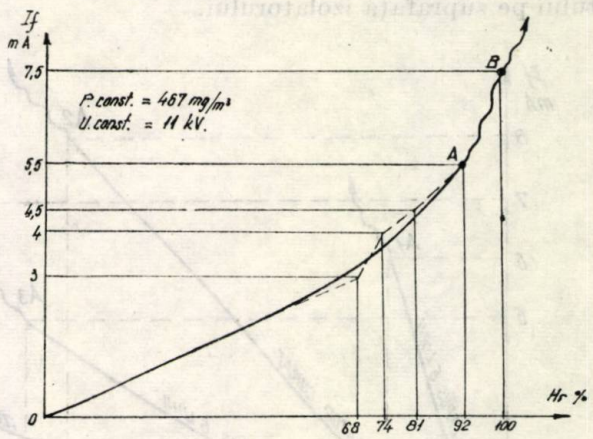


Fig. 3. Variaţia valorii eficace a curentului de fugă în funcţie de umiditate, la tensiune de serviciu constantă şi poluare constantă.

În cazurile cele mai defavorabile, umiditate excesivă şi poluare intensă, procesul de conturnare are loc foarte rapid, conturnările parţiale se intensifică foarte mult, iar curentul de fugă creşte foarte repede, ajungînd în timpul conturnării la valori mult mai mari.

Datorită vitezei foarte rapide de creştere a curentului de fugă, punctul B trebuie stabilit la o valoare foarte joasă înaintea începerii fenomenului de conturnare, moment după care curentul de fugă poate ajunge la valori de ordinul a sute de mA, iar procesul de conturnare nu mai poate fi împiedicat, deoarece în acest timp scurt nu se poate acţiona asupra fenomenelor care-l generează.

Stabilirea valorii curentului de fugă de la care poate începe fenomenul de conturnare determină gradul de siguranţă care se doreşte pentru funcţionarea izolatorului.

În figura 4 sînt prezentate curbele de variaţie a valorii eficace a curentului de fugă pe izolatoarele 2025 în diferite condiţii de încercare. Din această figură se observă că în funcţie de panta curbei se pot aprecia efectele şi comportarea izolatoarelor în procesul de poluare. Totodată se observă că, deşi valorile poluărilor care determină zonele nesigure sînt mult diferite, valorile curenţilor de fugă la începutul acestor zone sînt foarte apropiate. Astfel, valorile curentului de fugă între punctele A_1, A_3 şi respectiv între punctele A_2, A_4 diferă cu 1 mA, cele două perechi de valori corespunzînd izolatoarelor neexpuse sau expuse 6 luni în medii poluate.

Existența celor două zone și a unor valori apropiate ale curentului de fugă care separă zona de funcționare sigură de zona nesigură în procesul de poluare a izolației conduce la ideea unei studieri mai atente a variației curentului pe suprafața izolatorului.

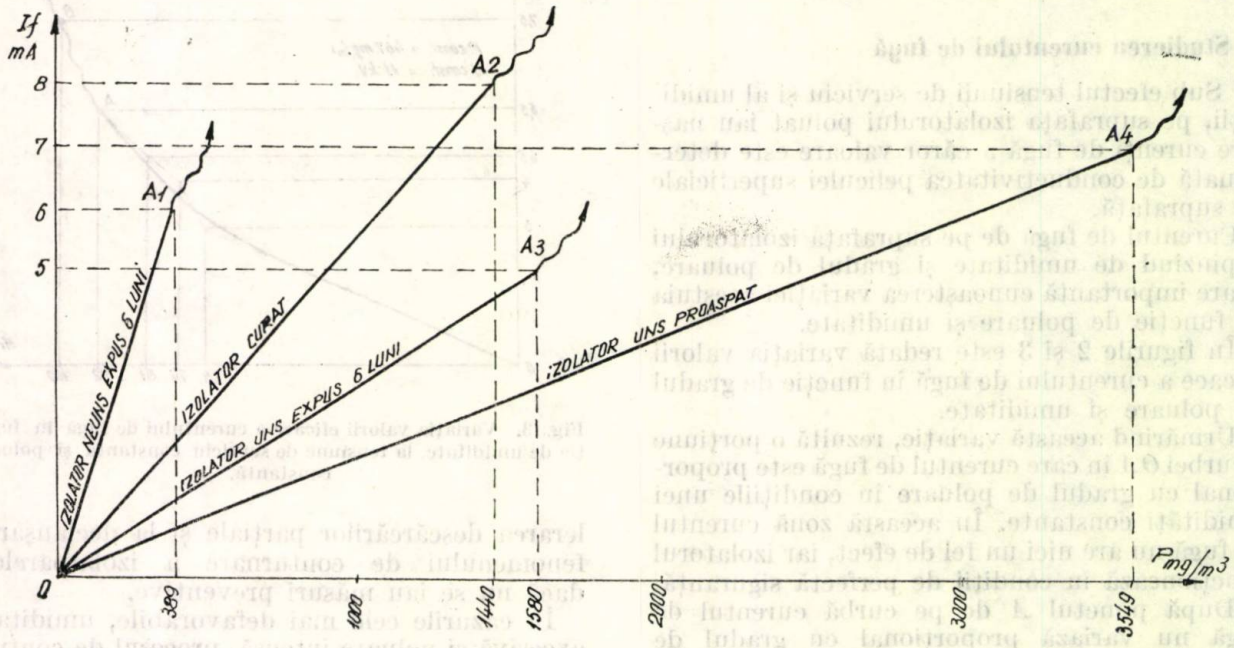


Fig. 4. Variația valorii eficace a curentului de fugă în funcție de gradul de poluare, la tensiune de serviciu constantă și umiditate constantă.

Astfel, prin oscilografiere s-a observat că variația în timp a curentului de fugă în prima parte (zona OA) este sinusoidală, iar în a doua parte a curbei (zona AB) este deformată, această zonă fiind caracterizată prin apariția unor armonici.

În figura 5 este prezentată forma curbei în cele două zone obținută prin oscilografiere.

De asemenea, folosind un filtru de armonici impare, s-a obținut pe aceeași oscilogramă și una dintre armonicile impare care apar în zona nesigură de funcționare, porțiunea AB pe curbă.

Plecînd de la curentul de fugă ca element electric și cunoscînd că variația acestuia în procesul de poluare poate determina starea de siguranță a funcționării izolatorului în

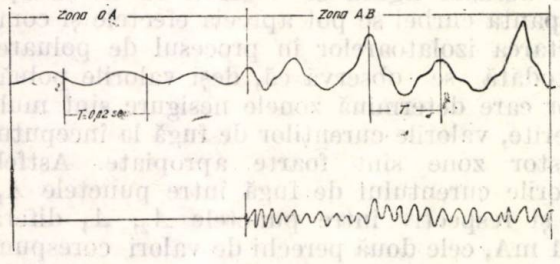


Fig. 5. Oscilograma variației curentului de fugă pe suprafața izolatorului poluat.

orice moment, se pot concepe instalații cu rol preventiv, care să limiteze această variație și să evite zona periculoasă și nesigură.

În cele ce urmează se prezintă o instalație concepută și experimentală cu bune rezultate pe platforma Roznov-Săvinești, din anul 1972 pînă în prezent.

4. Instalația pentru supravegherea izolației și de prevenire a conturnărilor izolatoarelor la aparatajul primar din stațile de racord adînc amplasate în medii intens poluate

4.1. *Elementele de studiu care au stat la baza concepției instalației*

Din studierea curentului de fugă a rezultat că mărimea și forma curbei de variație a acestuia sînt influențate de tensiunea de serviciu și de creșterea conductivității electrice, căreia îi corespunde o înrăutățire a rezistenței de izolație.

Pentru a stabili această influență, în figura 6 este redată succesiunea logică a factorilor care conduc la modificarea curentului de fugă.

Tensiunea de serviciu sub acțiunea căreia apare curentul de fugă este funcție de reglajul tensiunii în sistem și poate fi reținută ca o posibilitate limitată de reducere a curentului de fugă în domeniul de reglaj al sistemului.

Asupra înrăutățirii rezistenței de izolație care caracterizează mărimea curentului de fugă acționează umiditatea și gradul de poluare.

Din experiențele efectuate a rezultat că în procesul de creștere a poluantului, izolatoarele conturnează cînd umiditatea este maximă.

Cu cît umiditatea este mai mare, cu atît izolatorul conturnează la o valoare a poluantului mai redusă. În schimb, în condiţiile aerului uscat, oricît ar creşte poluarea curentului

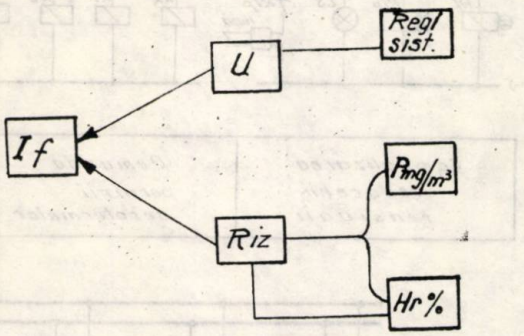


Fig. 6. Factorii care conduc la modificarea curentului de fugă.

de fugă, rămâne în limita unor valori reduse şi izolatorul poate funcţiona în condiţii sigure.

Pe baza acestei concluzii, comparînd contribuţia celor doi factori — poluarea şi umiditatea — asupra înrăutăţirii rezistenţei de izolaţie, rezultă că umiditatea are o influenţă mai mare şi deci combaterea influenţei acesteia este mai eficientă.

Soluţia de combatere a umidităţii alături de cunoaşterea variaţiei curentului de fugă pe suprafaţa izolatorului apar ca elemente ce pot fi folosite la concepţia unor instalaţii speciale, care vor îmbogăţi metodele şi instalaţiile existente pentru creşterea siguranţei funcţionării izolatoarelor în medii intens poluate.

4.2. *Descrierea instalaţiei*

Instalaţia are drept scop controlul şi combaterea efectelor poluării şi umidităţii asupra stării izolaţiei prin verificarea variaţiei curentului de fugă pe izolatoare.

Pentru aceasta este prevăzut un izolator sau un lanţ de izolatoare martor, de tipul celor folosite în staţie sau pe liniile de intrare în staţie, alimentat de la o sursă independentă la tensiunea nominală de serviciu.

Ca izolator de control poate fi folosit şi un izolator de la aparatajul staţiei sau un lanţ de la bare.

Legarea lanţului martor la priza de pămînt s-a făcut în serie cu un miliampermetru şi cu o rezistenţă.

Căderea de tensiune de pe rezistenţă la trecerea curentului de fugă este folosită la verificarea stării izolatorului în funcţie de variaţia curentului de fugă pe izolator.

Pentru aceasta este conceput un releu electronic cu amplificator care poate semnaliza anumite valori pînă la sfîrşitul zonei de siguranţă de pe curba de variaţii a valorii eficace a curentului de fugă, zona AP.

Cînd acest releu ajunge la ultima treaptă de reglaj, comandă pornirea unei instalaţii de aeroterme, prin care se suflă aer cald în jurul izolatoarelor de la aparatajul staţiilor de racord adînc amplasate în zone intens poluate.

Instalaţia de aeroterme este relativ simplă, cunoscînd că într-o staţie de racord adînc cu două unităţi de transformatoare sînt 6 reductoare de curent şi 6 descărcătoare cu rezistenţă variabilă.

Pentru cazurile în care starea izolatorului continuă să se înrăutăţească, instalaţia este prevăzută cu un filtru releu care sesizează că pe izolator au apărut descărcări superficiale funcţionînd la apariţia armonicilor impare, zona AB de pe curbă.

Cînd izolatorul a ajuns în aceste condiţii, după semnalizarea funcţionării releului singura măsură care se mai poate lua este reducerea imediată a tensiunii prin care se alimentează staţia.

4.3. *Funcţionarea schemei*

În figura 7 este prezentată schema de principiu a instalaţiei.

Din această schemă se observă că prin trecerea curentului de fugă prin rezistenţa R provoacă o cădere de tensiune care, ajungînd la valoarea de reglaj a releului electronic R_A, acesta lucrează, iar prin intermediul releului R_K comandă pornirea aerotermelor.

Peste această valoare, cînd se ajunge la repartiţia armonicilor lucrează releul R_f, care alimentează releul intermediar RI.

Prin contactele releului RI se alimentează un beculeţ roşu de semnalizare, care stă aprins atît timp cît pe izolator se menţin descărcările superficiale, deci cît releul cu filtru rămîne excitat.

Prin contactele releului intermediar RI se alimentează un releu de timp R_T care printr-un contact normal închis cu temporizare la deschidere trimite impulsul la hupă. După epuizarea timpului la care este reglat releul de timp, se întrerupe automat hupa.

Întreruperea automată a hupei este realizată din motive de securitate pentru personal.

La acest semnal acustic, personalul verifică semnalizările la releu şi, în cazul în care becul este aprins, acţionează asupra reducerii tensiunii în sistem.

Tot din motive de securitate sînt prevăzute două eclatoare E_1, E_2, care, în cazul unor tensiuni periculoase, protejează instalaţia.

Măsurarea curentului de fugă se face prin apăsarea pe butonul B_T, care deşuntează miliampermetrul.

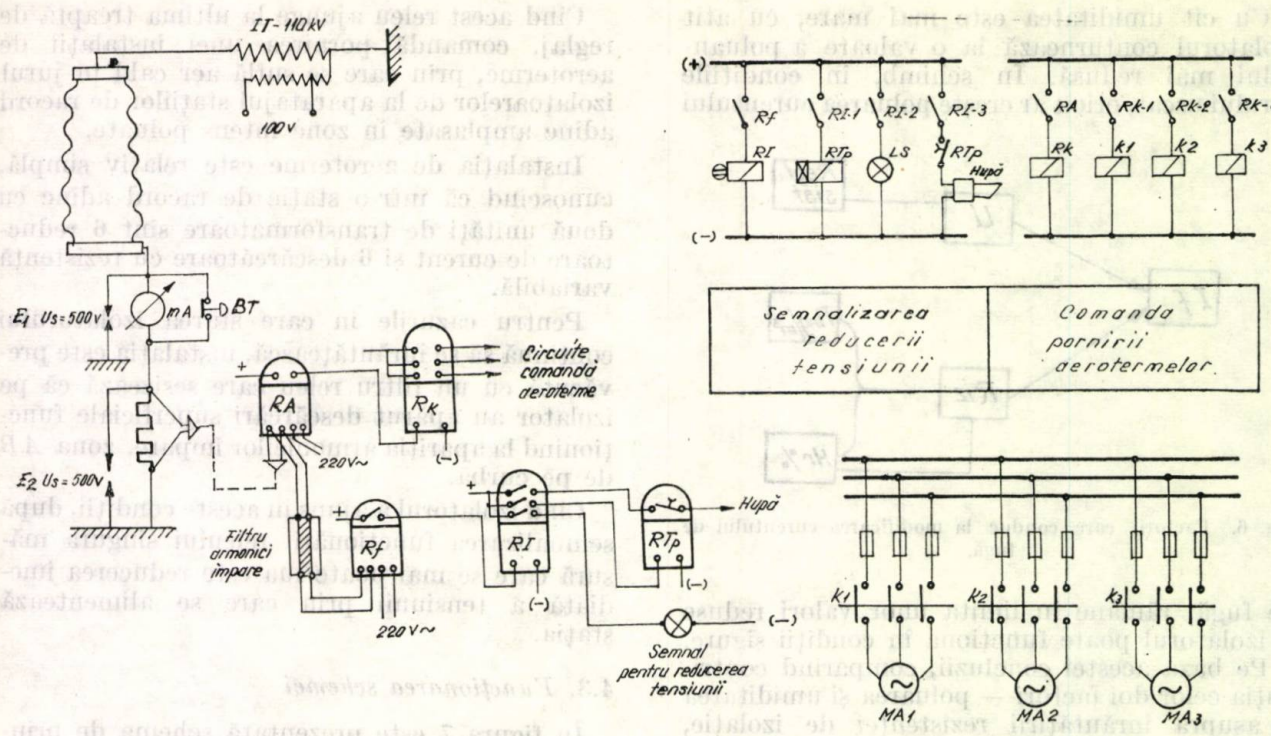


Fig. 7. Schema de principiu cu circuitele de comandă a instalaţiei pentru supravegherea izolaţiei şi de prevenire a defectării izolatoarelor aparatajului primar la staţiile racord adînc amplasate în medii intens poluate.

5. Variante de folosire

Instalaţia poate fi folosită în realizare completă sau în variante simplificate.

În variante simplificate se pot folosi părţi cu anumite elemente din schemă.

Pentru staţiile de racord adînc cu aparataj foarte redus se poate folosi instalaţia completă împreună cu instalaţia de aeroterme.

Se poate utiliza instalaţia numai pentru semnalizare, folosind o schemă simplificată cu unul din cele două relee, iar pornirea aerotermelor să se facă cu comandă manuală de către personalul de exploatare.

Se pot folosi numai aeroterme cu comandă manuală, pe baza observaţiilor vizuale.

Concluzii

1. Prin măsurarea sistematică a curentului de fugă şi semnalizarea variaţiei acestuia se poate cunoaşte starea izolaţiei din punct de vedere al efectului umidităţii şi al poluării la un moment dat.

2. Suflarea aerului cald în jurul izolatorului aparatajului primar de la staţiile de racord adînc permite menţinerea unei atmosfere uscate în situaţia meteorologică cea mai defavorabilă — ceaţă cu umiditate relativă 100% — , mărind siguranţa funcţionării staţiei.

3. Instalaţia concepută poate îmbunătăţi metodele şi soluţiile pentru combaterea efectelor poluării şi umidităţii asupra izolaţiilor instalaţiilor electrice exterioare.

4. În afară de rolul preventiv prin semnalizările celor două trepte a variaţiei curentului de fugă, în caz de avarii se poate stabili dacă acestea au avut loc din alte cauze sau din cauza poluării.

(Articol intrat în redacţie la 15 februarie 1976)

Nomograme pentru predimensionarea alimentărilor cu energie a motoarelor asincrone

Ing. **N. Sufleţel**,
Ing. **D. Ivas**,
Ing. **M. Ilinca***)

Generalităţi

Dacă în domeniul producerii energiei electrice este certă creşterea şi uniformizarea puterilor unitare a agregatelor, nu acelaşi lucru se întîmplă şi în domeniul consumului. Aici poate fi vorba chiar [1] de un fenomen de saturaţie în procesul de creştere a puterilor unitare.

Acest fenomen are drept cauze următoarele :

— atingerea limitelor tehnice sau optime pentru mărimea unor agregate tehnologice ;

— tendinţa actuală de a se elabora şi construi agregate cu consumul specific de energie cît mai mic ;

— mecanizarea şi automatizarea proceselor tehnologice necesită motoare de putere relativ mică.

Toate acestea, împreună şi cu faptul că este certă o creştere continuă a consumului de energie electrică în motoare, presupun necesare eforturi cantitative tot mai mari la conceperea instalaţiiilor de alimentare cu energie electrică a motoarelor.

Adesea motoarele electrice constituie agregate vitale din punctul de vedere al proceselor tehnologice, necesitînd precauţii speciale pentru asigurarea funcţionării lor în toate regimurile.

În unele situaţii de funcţionare motoarele influenţează nefavorabil unele receptoare alimentate pe aceeaşi cale, operaţiile de dimensionare şi verificare a instalaţiilor de alimentare presupunînd uneori repetarea calculelor.

La aceste calcule, numărul de date de intrare este relativ mare, acestea referindu-se la motor, la agregatul antrenat şi la reţeaua de alimentare.

Toate acestea justifică orice efort de a reduce volumul de calcule la dimensionarea instalaţiilor de alimentare a motoarelor.

Deşi în ţara noastră există preocupări multiple în ce priveşte studierea proceselor care apar în domeniul motoarelor electrice în diversele regimuri de funcţionare [2], [3], [4] etc., acestea nu au fost materializate într-o formă finală unică accesibilă şi utilă proiectanţilor, probabil şi pentru faptul că cei care ar folosi-o, cît şi cei care ar elabora-o sînt dispersaţi în diverse institute de proiectare sau cercetări.

În lucrarea de faţă se propune discuţiei specialiştilor oportunitatea elaborării unor nomograme de verificare multiplă a instalaţiilor de alimentare a motoarelor asincrone cu pornire directă, nomograme care să fie folosite în fazele de sinteză şi verificare a variantelor de instalaţii de alimentare. În alte ţări, nomograme asemănătoare sînt cuprinse în standarde sau instrucţiuni [5]. Întrucît numărul datelor de intrare şi al verificărilor este mare, există mai multe posibilităţi de a reprezenta aceste nomograme, autorii propunînd-o pe aceea din figura 1.

2. Ipotezele de calcul la trasarea nomogramelor

Verificările ce se fac din punctul de vedere al pornirii, la proiectarea racordului unui motor într-un punct dat al reţelei, se referă atît la mărimile ce caracterizează reţeaua de alimentare şi ale căror limite sînt impuse de restul receptoarelor racordate în zona respectivă, cît şi la mărimile ce caracterizează motorul şi ale căror valori limită sînt impuse de acesta şi de mecanismul antrenat.

Mărimile ce trebuie verificate la pornirea motorului sînt [2] :

a) tensiunea la bornele motorului, tensiune a cărei limită inferioară este impusă de condiţia ca valoarea cuplului motor să fie tot timpul mai mare decît valoarea cuplului rezistent, diferenţa dintre aceste cupluri fiind destul de mare ca timpul de pornire să nu fie prea lung. Durata maximă a pornirii fiind impusă de încălzirea motorului şi de durata admisă de celelalte receptoare pentru reducerea tensiunii în punctele de racord, tensiune calculată la punctul b) ;

b) tensiunea în diverse puncte ale circuitului de alimentare a motorului, şi în special în punctele unde sînt racordate şi alte receptoare, valoarea limită inferioară a acesteia fiind impusă de receptoarele racordate.

Etapele de calcul al tensiunii la bornele motorului şi relaţiile folosite în acest scop sînt prezentate sub formă de organigramă în figura 2, schema considerată pentru racord fiind una generalizată, dată în figura 3.

De remarcat că determinarea curentului de pornire necesită, în majoritatea cazurilor, mai multe iteraţii [6], [8], în caz contrar rezultînd valori mai mari, cu pînă la 25%.

Neconsiderarea iteraţiilor la calculul curentului de pornire poate duce, mai ales la racordurile în puncte cu puteri de scurtcircuit reduse ale sistemului (de exemplu la staţiile pentru irigaţii), la soluţii neraţionale pentru instalaţiile de alimentare.

* Ing. Neculai Sufleţel este inginer-şef la IRE Iaşi ; ing. Dumitru Ivas este şef de lucrări la Catedra de electroenergetică, Institutul politehnic Iaşi ; ing. Mircea Ilinca este asistent în cadrul aceleiaşi catedre.

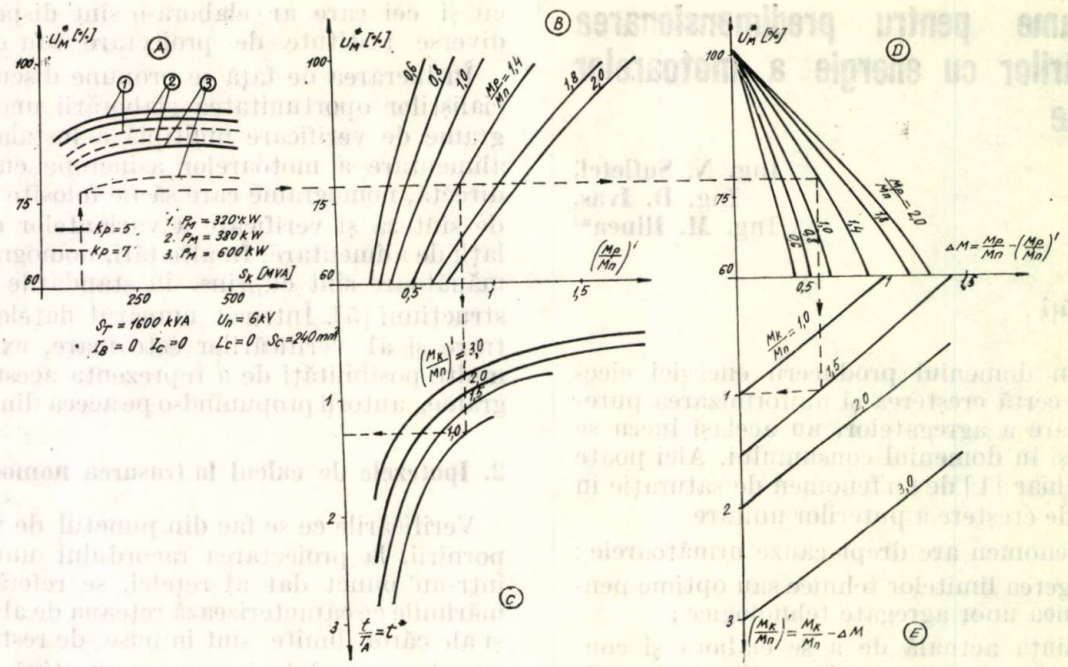


Fig. 1

Valorile momentului rezultant admisibil au fost calculate cu relaţia:

$$\left(\frac{M_p}{M_n}\right)' = \left(\frac{M_p}{M_n}\right) \cdot (U_M^*)^2,$$

iar timpul de pornire prin integrare conform indicaţiilor din [2], [7], toate calculele fiind realizate pe calculator.

Nomograme asemănătoare au fost trasate de autori şi pentru verificarea condiţiilor de autopornire.

3. Prezentarea rezultatelor

Pentru ilustrarea rezultatelor au fost calculate diagrame ca cele prezentate în figura 1, pentru toate variantele din tabelele 1 şi 2, variante care se limitează la cazurile ce interesează domeniile care au fost în preocupările autorilor.

Tabelul 1

$\frac{M_{rez\,p}}{M_{rez\,n}}$	$\frac{M_{rez\,n}}{M_{mot\,n}}$	$\frac{M_p}{M_n}$	$\frac{M_k}{M_n}$	s_k	p
0	0,5	0,6	1		
0,15	0,75	0,8	1,5		
0,3	1,0	1,0	1,7		
0,5		1,2	2,0	0,071	2,0
0,75		1,4	2,4		
1,0		1,6	2,6		
		1,8	2,8		
		2,0	3,0		

Odată dovedită oportunitatea generalizării unor nomograme de acest fel, ele trebuie să acopere toată gama de valori posibile pentru mărimile de intrare [1], eventual şi valori ale datelor de intrare care vor caracteriza echipamente construibile în viitor (tensiunea la motoare de 660 V, transformatoare de putere nominală de 2500 kVA [5] etc.).

Tabelul 2

U_N	S_T (MVA)	I_B (%I_n)	I_C (%I_B)	L_C (km)	S_c (mm²)	P_M (kW)	k_p	S_k (MVA)
		0	0	0		320	5	100
6	1				240	380		200
0,4	1,6	50	100	0,1	185	410	7	400
					150	500		500
					120	600		600

Nomogramele prezentate în figura 1 permit determinarea următoarelor mărimi:

— tensiunea la bornele motorului, U_M^*;

— momentul de pornire redus $(M_p/M_n)' = f(U_M^*)$;

— timpul relativ de pornire $t^* = t[s]/T_A$ (timpul de pornire raportat la constanta de timp mecanică).

4. Utilizarea nomogramelor din figura 1

Pentru utilizarea nomogramelor trebuie cunoscute următoarele caracteristici ale reţelei de alimentare, motorului electric şi mecanismului antrenat:

1) S_{NT} — puterea nominală a transformatorului
2) U_N — tensiunea nominală a motorului
3) I_B — curentul pe bara b
4) I_C — curentul pe bara c (raportat la U_N)

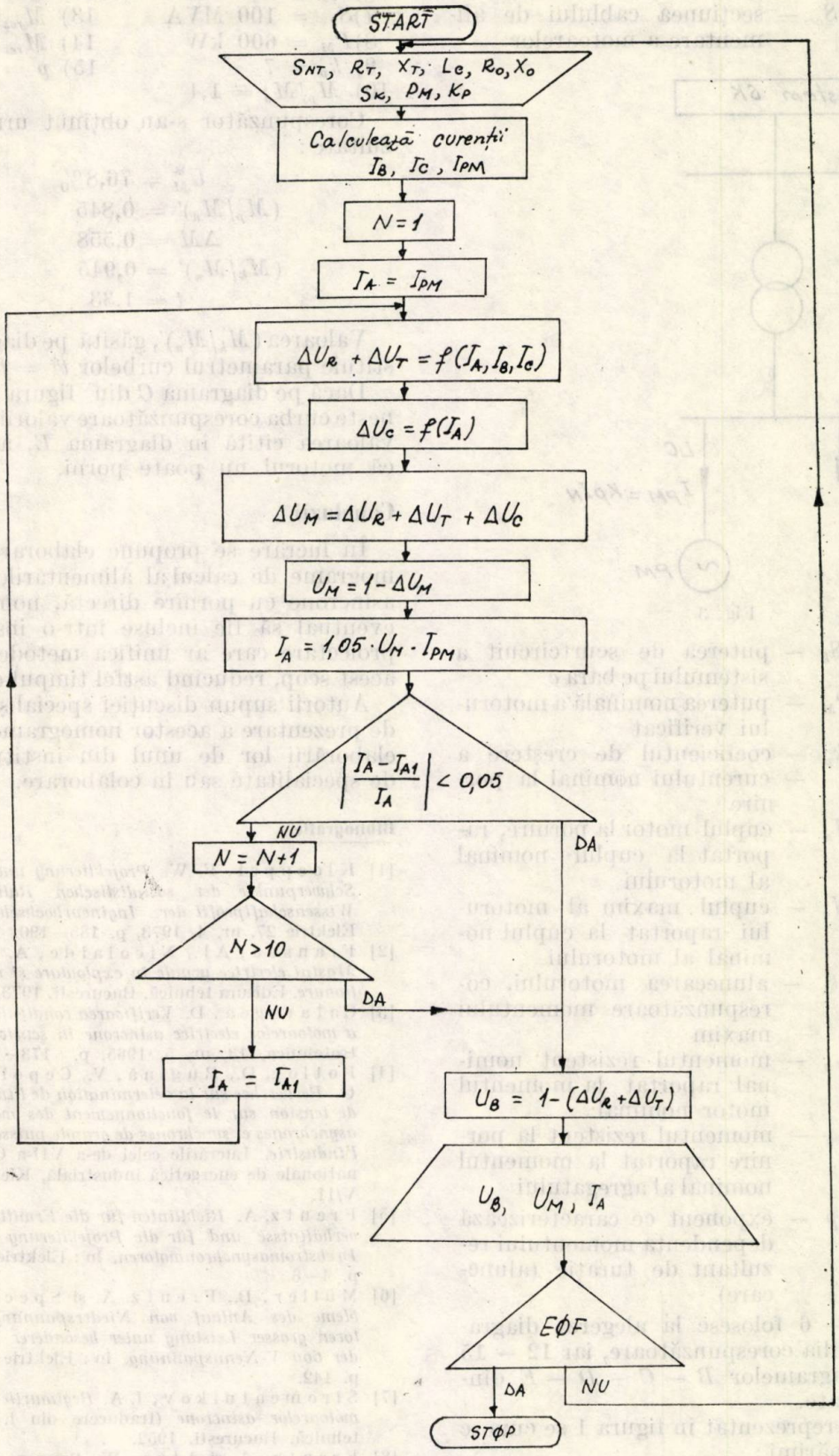

START
S_{NT}, R_T, X_T, L_c, R_o, X_o
S_K, P_M, K_P
Calculează curenții
I_B, I_C, I_{PM}
$N = 1$
$I_A = I_{PM}$
$\Delta U_R + \Delta U_T = f(I_A, I_B, I_C)$
$\Delta U_C = f(I_A)$
$\Delta U_M = \Delta U_R + \Delta U_T + \Delta U_C$
$U_M = 1 - \Delta U_M$
$I_A = 1{,}05 \cdot U_M \cdot I_{PM}$
$\left|\frac{I_A - I_{A1}}{I_A}\right| < 0{,}05$
NU
DA
$N = N+1$
$N > 10$
NU
DA
$I_A = I_{A1}$
$U_B = 1 - (\Delta U_R + \Delta U_T)$
U_B, U_M, I_A
EØF
DA
NU
STØP

Fig. 2

5) L_c — lungimea cablului de alimentare a motoarelor

6) S_c — secţiunea cablului de alimentare a motoarelor

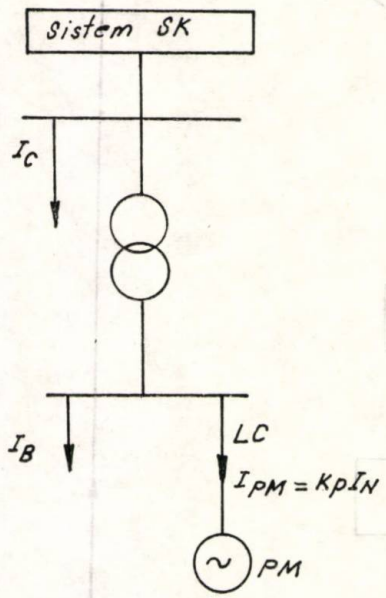


Fig. 3

7) S_k — puterea de scurtcircuit a sistemului pe bara c

8) P_M — puterea nominală a motorului verificat

9) k_p — coeficientul de creştere a — curentului nominal la pornire

10) M_p/M_n — cuplul motor la pornire, raportat la cuplul nominal al motorului

11) M_k/M_n — cuplul maxim al motorului raportat la cuplul nominal al motorului

12) s_k — alunecarea motorului, corespunzătoare momentului maxim

13) $M_{rez\,n}/M_{mot\,n}$ — momentul rezistent nominal raportat la momentul motor nominal

14) $M_{rez\,p}/M_{rez\,n}$ — momentul rezistent la pornire raportat la momentul nominal al agregatului

15) p — exponent ce caracterizează dependenţa momentului rezultant de turaţie (alunecare)

Mărimile 1 — 6 folosesc la alegerea diagramei A din familia corespunzătoare, iar 12 — 15 la alegerea diagramelor $B - C - D - E$ dintre cele calculate.

În exemplul reprezentat în figura 1 se cunosc următoarele mărimi:

1) $S_{NT} = 1600$ kVA
2) $U_N = 6$ kV
3) $I_B = 0$
4) $I_C = 0$
5) $L_c = 0$
6) $S_c = 185$ mm^2
7) $S_k = 100$ MVA
8) $P_M = 600$ kW
9) $k_p = 7$
10) $M_p/M_n = 1{,}4$
11) $M/_kM_n = 1{,}5$
12) $s_k = 0{,}071$
13) $M_{rez\,n}/M_{mot\,n} = 0{,}5$
14) $M_{rez\,p}/M_{mot\,n} = 0$
15) $p = 2{,}0$

Corespunzător s-au obţinut următoarele rezultate:

$$U_M^* = 76{,}8\%$$
$$(M_p/M_n)' = 0{,}845$$
$$\Delta M = 0{,}558$$
$$(M_k/M_n)' = 0{,}945$$
$$t = 1{,}33$$

Valoarea $(M_k/M_n)'$, găsită pe diagrama E, constituie parametrul curbelor $t^* = f(M_p/M_n)'$.

Dacă pe diagrama C din figura 1 nu se întîlneşte curba corespunzătoare valorii lui $(M_k/M_n)'$, valoarea citită în diagrama E, atunci rezultă că motorul nu poate porni.

Concluzii

În lucrare se propune elaborarea unor nomograme de calcul al alimentărilor motoarelor asincrone cu pornire directă, nomograme care eventual să fie incluse într-o instrucţiune de proiectare care ar unifica metodele folosite în acest scop, reducînd astfel timpul de proiectare.

Autorii supun discuţiei specialiştilor o formă de prezentare a acestor nomograme şi iniţiativa elaborării lor de unul din institutele noastre de specialitate sau în colaborare.

Bibliografie

[1] Kloeppel, F. W. *Projektierung und Technologie als Schwerpunkte der sozialistischen Rationalisierung in Wissenschaftprofil der Ingineurhochschule Leipzig.* În: Elektrie 27, nr. 4, 1973, p. 185—190.

[2] Fransua, Al., Nicolaide, A. şi Trifu, Gh. *Maşini electrice uzuale în exploatare şi regimuri de funcţionare.* Editura tehnică, Bucureşti, 1973, p. 107—200.

[3] Catarogea, D. *Verificarea condiţiilor de autopornire a motoarelor electrice asincrone în scurtcircuit.* În: Electrotehnica, 13, nr. 5, 1965, p. 173—177.

[4] Potlog, D., Ruginâ, V., Cepoiu, G. şi Ijac, G. *Recherches sur la détermination de l'influence des creux de tension sur le fonctionnement des moteurs électriques asynchrones et synchrones de grande puissance utilisés dans l'industrie.* Lucrările celei de-a VII-a Conferinţe internaţionale de energetică industrială, Kiev, 1972, Referat V/11.

[5] Frentz, A. *Richtlinien für die Ermittlung der Anlaufverhältnisse und für die Projektierung des Schutzes von Drehstromasynchronmotoren.* În: Elektrie 27, nr. 1, 1973, p. 4—6.

[6] Müller, B., Frentz, A. şi Speckien, W. *Probleme des Anlauf von Niederspannungs-Asynchronmotoren grosser Leistung unter besonderer Berücksichtigung der 660 V-Nennspannung.* În: Elektrie 20, nr. 4, 1970, p. 142.

[7] Sîromeatnikov, I. A. *Regimurile de funcţionare a motoarelor asincrone* (traducere din l. rusă). Editura tehnică, Bucureşti, 1952.

[8] Frentz, A. şi Atze, W. *Program für automatische Auslegungen ETA auf zulässigen Spannungsabfall bei Motoranlauf.* În: Elektrie 25, nr. 3, 1971, p. 21.

(Articol intrat în redacţie la 16 iunie 1976)

Particularitățile instalațiilor de protecție și automatizări aferente rețelelor în care debitează hidrogeneratoare-bulb

Ing. **O. Gheorghe** și ing. **V. Z. Ștefănescu***)

Studiile efectuate pînă în prezent au arătat că pentru amenajarea complexă a rîurilor interioare din țara noastră va fi necesară instalarea unor centrale echipate cu generatoare de tip bulb [9].

După cum este cunoscut, pe măsura epuizării treptate a potențialului hidroenergetic tehnic amenajabil de căderi mari, se va trece la amenajarea căderilor mici, în care utilizarea generatoarelor-bulb (orizontale) prezintă unele avantaje tehnice substanțiale în comparație cu cele clasice (verticale).

Cercetările teoretice care s-au făcut într-o serie de țări (Franța, U.R.S.S., R.F.G. etc.) [1], [2], precum și experiența cîștigată prin realizările practice, au evidențiat avantajele economice pe care le prezintă utilizarea generatoarelor-bulb. Aceste avantaje, printre care cele mai importante sînt scăderea prețului construcției și reducerea termenului de dare în funcțiune, sînt însă însoțite de o serie de dezavantaje din punctul de vedere al stabilității în funcționarea acestora în cadrul sistemului energetic. Într-adevăr, generatoarele-bulb sînt instalate într-o capsulă metalică, cu arborele orizontal, și sînt amplasate în imersiune, pe firul apei, avînd de aceea dimensiuni limitate. Din acest motiv, generatoarele-bulb au unele caracteristici electromecanice defavorabile în comparație cu hidrogeneratoarele clasice verticale.

Astfel, hidrogeneratoarele-bulb au următoarele particularități :

— reactanțe sincrone și tranzitorii mai mari decît la generatoarele clasice :

— timpi de lansare de cîteva ori mai mici decît la generatoarele clasice (1,5—2 s față de 6—10 s);

— un factor de putere foarte ridicat, aproape de unitate, respectiv o slabă capacitate de producție de putere reactivă.

1. Condițiile de stabilitate ale funcționării interconectate a hidrogeneratoarelor tip bulb

Caracteristicile electromecanice defavorabile ale generatoarelor-bulb, menționate mai sus, se repercuteză asupra stabilității în funcționarea în cadrul sistemului electroenergetic. Parametrii care contribuie în mod determinant la condițiile de stabilitate ale acestor generatoare sînt în primul rînd valoarea mică a timpului de lansare (un moment volant total al ansamblului generator+turbină mic) și în al doilea rînd capacitatea limitată a acestora de a produce putere reactivă.

1.1. *Condițiile de stabilitate dinamică*

Inerția mică a generatoarelor-bulb le face foarte sensibile la perturbațiile care pot apărea în funcționarea rețelei în care acestea debitează. Astfel, calculele efectuate în diverse țări și prezentate în [1], [3], precum și experiența de exploatare a centralelor hidroelectrice cu grupuri-bulb existente [6], [7] au arătat că scurtcircuitele polifazate apărute în rețeaua învecinată au ca urmare ieșirea din sincronism a generatoarelor-bulb, acestea trecînd în regim de pendulații asincrone. După cum se va arăta în cele ce urmează, întrucît regimul de funcționare asincronă cu excitația conectată este inadmisibil pentru generatoarele-bulb, vor trebui adoptate unele măsuri de protecție și automatizare corespunzătoare.

Scurtcircuitele monofazate (eliminate monofazat și urmate de RAR monofazat) conduc la regimuri dinamice stabile în cazul în care sînt deconectate simultan de la ambele capete ale liniei (fig. 1) și la regimuri instabile în cazul în care sînt eliminate în trepte.

Din analiza calculelor de stabilitate dinamică [3] a rezultat că realizarea unor sisteme de excitație care să asigure plafoane înalte de excitație nu ameliorează condițiile de stabilitate dinamică.

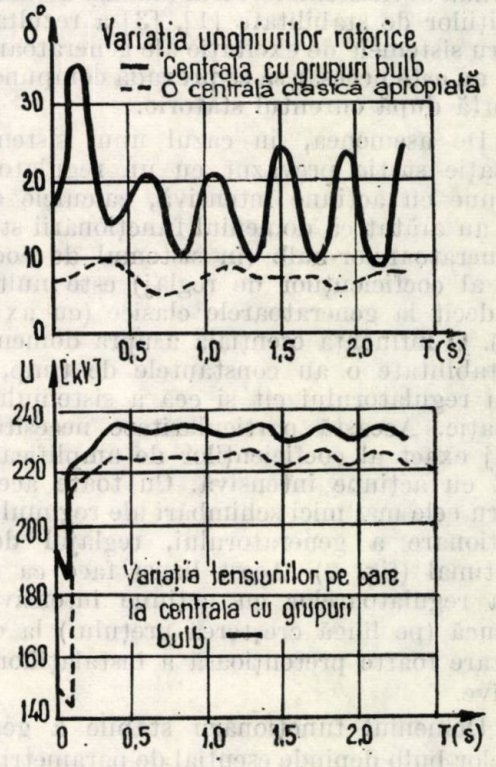


Fig.1. Scurtcircuit monofazat pe o LEA de 220 kV la circa 50 km de o centrală cu grupuri-bulb, eliminat simultan la ambele capete și urmat de RARM.

*) Autorii lucrează la ISPE.

1.2. *Condiţiile de stabilitate statică*

Şi din punctul de vedere al stabilităţii statice, generatoarele-bulb prezintă condiţii înrăutăţite în comparaţie cu cele clasice, înrăutăţire cauzată de parametrii electromecanici defavorabili ai acestora. Studiile efectuate pentru un mare număr de variante de încadrare în sistem a generatoarelor-bulb şi pentru diverse valori uzuale ale acestora [2], [3] au dus la următoarele concluzii :

1. Utilizarea sistemelor clasice de excitaţie (maşini de c.c.) are ca efect reducerea rezervei de stabilitate statică, faţă de cazul în care se utilizează sistemele de excitaţie statică (cu o punte de tiristoare alimentată de la bornele generatorului sau de la serviciile interne).

Într-adevăr, din analiza efectuată pentru o centrală cu grupuri-bulb debitînd printr-o linie pe o bară de putere infinită [2], a rezultat că, în primul caz, unghiul total limită (unghiul intern plus unghiul de defazaj dintre tensiunea la borne şi tensiunea barei de putere infinită înspre care debitează generatorul) este de circa 80—85°, pe cînd în al doilea caz de circa 1 05—106°.

Trebuie remarcat, de altfel, că din cauza spaţiului restrîns, precum şi ca urmare a dezvoltării tehnicii semiconductoarelor, în ultimul timp tinde să se generalizeze utilizarea excitaţiei statice cu tiristoare, în care regulatorul automat acţionează asupra electrodului de comandă al tiristoarelor. Din analiza detaliată a condiţiilor de stabilitate [1], [3] a rezultat că pentru sistemele de excitaţie ale generatoarelor-bulb nu este necesar să se prevadă compundajul în forţă după curentul statoric.

2. De asemenea, în cazul unui sistem de excitaţie static prevăzut cu un regulator de tensiune cu acţiune intensivă, calculele detaliate au arătat că domeniul funcţionării stabile a generatoarelor-bulb (în sistemul de coordonate al coeficienţilor de reglaj) este mult mai mic decît la generatoarele clasice (cu ax vertical). O influenţă esenţială asupra domeniului de stabilitate o au constantele de timp, atît cea a regulatorului cît şi cea a sistemului de excitaţie. Această particularitate necesită un reglaj exact al coeficienţilor de amplificare ai RAE cu acţiune intensivă. Cu toate acestea, pentru cele mai mici schimbări ale regimului de funcţionare a generatorului, reglajul devine neoptimal (fig. 2). Acest lucru face ca utilizarea regulatoarelor cu acţiune intensivă să conducă (pe lîngă creşterea preţului) la o exploatare foarte pretenţioasă a instalaţiilor respective.

3. Domeniul funcţionării stabile a generatoarelor-bulb depinde esenţial de parametrii maşinii, cum ar fi constanta de inerţie şi factorul de putere (fig. 3).

4. Pierderea stabilităţii statice în cazul generatoarelor-bulb are loc ca urmare a ambalării acestora, şi nu prin apariţia unor pendulaţii lente, aşa cum se întîmplă cu hidrogeneratoarele cu ax vertical.

Calculele efectuate [2], [3] au arătat că echiparea generatoarelor-bulb cu regulatoare au-

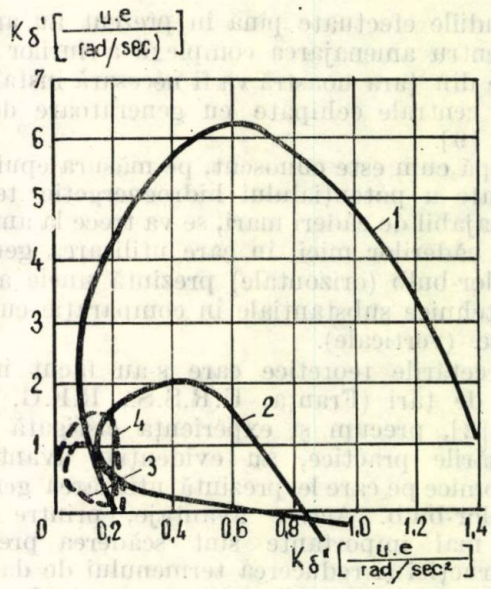


Fig. 2. Domeniile de stabilitate ale generatoarelor-bulb pentru diverse sarcini şi diverse constante de timp în sistemul de excitaţie (în cazul RAE cu acţiune intensivă) :

1 – $\delta = 100°$; $T_e = 0{,}02$ s; $T_r = 0$; $T'_\delta = T''_\delta = 0$; $K_{\Delta U} = 10$ u. e. /u. t.

2 – $\delta = 100°$; $T_e = 0{,}02$ s ; $T_r = 0{,}1$ s; $T'_\delta = T''_\delta = 0$; $K_{\Delta U} = 50$ u .e. /u. t.

3 – $\delta = 100°$; $T_e = 0{,}02$ s; $T_r = 0{,}1$ s; $T'_\delta = T''_\delta = 0{,}03$ s; $T_{sr} = 0{,}04$ s; $K_{\Delta U} = 5$ u.e./u.t.

4 – aceleaşi valori ca la *3*, însă pentru o sarcină mai mică a generatorului ($\delta = 36°$).

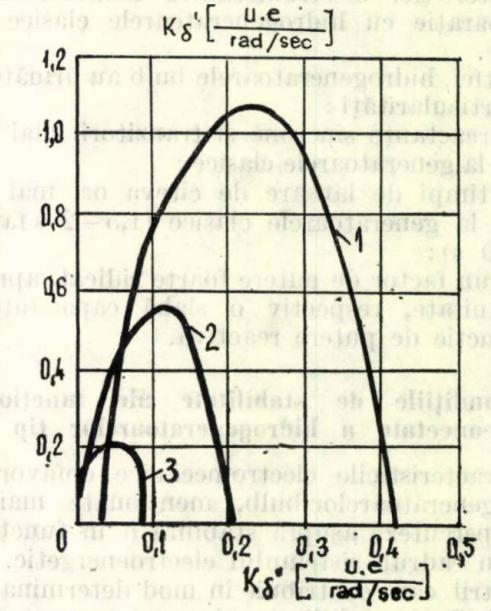


Fig.3. Domeniile de stabilitate ale generatoarelor-bulb pentru diverse constante de inerţie :

1 – $\delta = 80°$; $T_e = 0.02$ s; $T_r = 0{,}1$ s; $T'_\delta = T''_\delta = 0{,}03$ s; $K_{\Delta U} = 5$ u.e./u.t.; $M = 5{,}0$ s.

2 – idem, ca la *1*, cu $M = 2{,}3$ s.

3 – idem, ca la *1*, cu $M = 1{,}0$ s.

tomate de excitație cu acțiune intensivă nu contribuie substanțial la îmbunătățirea condițiilor de funcționare a acestora, în comparație cu regulatoarele obișnuite cu acționare proporțională și că, mai mult, în cazul unui reglaj necorespunzător al parametrilor reglabili ai regulatoarelor intensive, acestea pot duce la înrăutățirea condițiilor de stabilitate statică (lucru care s-a înregistrat și în sistemul nostru energetic).

2. Instalațiile de protecție și automatizare aferente rețelelor și centralelor cu hidrogeneratoare-bulb

Condițiile defavorabile din punctul de vedere al stabilității pe care le au generatoarele-bulb, condiții prezentate la pct. 2, impun, în vederea asigurării continuității în funcționare a sistemului energetic și pentru evitarea extinderii avariilor în regimurile instabile, adoptarea unor măsuri speciale de protecție și automatizare.

2.1. *Protecția rețelei electrice din zonă*

Liniile racordate la barele centralelor dotate cu generatoare-bulb vor trebui echipate cu instalații de protecție care să permită eliminarea simultană a defectului de la ambele capete ale liniei (teleprotecție prin înaltă frecvență, protecție diferențială cu fir pilot, sau prelungirea treptei rapide a protecției de distanță) [3].

Pentru barele stațiilor învecinate centralelor hidroelectrice cu grupuri-bulb, trebuie prevăzute protecții diferențiale de bare care să asigure, în cazul unui defect pe barele stațiilor respective, deconectarea netemporizată a liniei de racord cu centrala hidroelectrică cu grupuri-bulb.

2.2. *Protecția contra funcționării generatoarelor-bulb în regim asincron*

Cercetările teoretice și experimentale efectuate [7] au arătat că funcționarea generatoarelor-bulb în regimul asincron cu excitație conectată este periculoasă pentru integritatea părții mecanice. Într-adevăr, în acest caz valoarea maximă a curentului statoric atinge circa 3,3—3,5 I_n, valorile cuplurilor cresc brusc, iar nivelul vibrațiilor și eforturilor mecanice în diverse puncte ale hidroagregatului ating valori inadmisibile. Deosebit de periculoasă la funcționarea în regim asincron este creșterea vitezei (ambalarea) pînă la 130—135% din viteza nominală, valoare care reprezintă viteza de rezonanță și care poate avaria grav agregatul.

Aceste particularități ale generatoarelor-bulb au condus la necesitatea echipării acestora cu protecții contra mersului în asincron. Principala cerință impusă acestor protecții este determinarea exactă a pierderii stabilității și deconectarea cît mai rapidă a generatoarelor care au trecut în asincron, înainte ca acestea să atingă viteza de 130—135% U_n.

În [3] s-a propus o instalație de protecție de bază contra funcționării în asincron, care să deconecteze două sau mai multe generatoare-bulb, înainte de ieșirea acestora din sincronism, în situațiile în care lipsa unor astfel de protecții ar duce sigur la trecerea lor în regim asincron. Această instalație va deconecta generatoarele respective în momentul apariției unui defect polifazat pe una din liniile din zonă, defect sesizat de protecțiile de distanță din centrală. Această instalație de protecție va fi dublată de o protecție de rezervă, care va avea ca organe de demaraj cîte un aparat de măsură a unghiului intern (aparate care se produc în prezent în țară) și un releu de control al tensiunii la borne, aparatele fiind montate la fiecare grup. Instalația de rezervă va acționa netemporizat la deconectarea tuturor generatoarelor, în cazul refuzului la acționare a instalației principale, sau va deconecta restul generatoarelor rămase în funcțiune, în cazul în care deconectarea unor generatoare prin protecția principală nu a fost eficientă, nereușind să asigure funcționarea stabilă a celorlalte generatoare. Protecția de rezervă va acționa netemporizat în momentul în care vor fi îndeplinite simultan două condiții:

a) unghiul intern va fi mai mare decît o valoare reglată (circa 120°—130°);

b) tensiunea la bornele generatorului va scădea sub o valoare reglată (circa 0,5 U_{bn}).

Calculele efectuate în [3] au arătat că deconectarea preventivă a două sau mai multe generatoare-bulb prin protecția de bază de mai sus va avea ca efect stabilizarea unor regimuri dinamice, care altfel ar fi devenit instabile, împiedicînd astfel extinderea avariei în sistem (fig. 4). În U.R.S.S. problema realizării unor protecții eficiente contra ieșirii din sincronism a fost examinată cu multă atenție și i-au fost consacrate eforturi deosebite, obținîndu-se rezultate remarcabile. Astfel la CHE Cerepoveț s-a prevăzut o protecție combinată contra funcționării în regim asincron, formată din două tipuri de protecție [4]:

— o protecție care acționează după două rotiri ale fazorului f.e.m. în raport cu tensiunea sistemului;

— o protecție care controlează tensiunea la bornele generatoarelor, formată din trei relee de tensiune reglate la 80% U_n.

La CHE Kievskaia, care este formată din așa-numitele „blocuri mari rigide", în care pentru fiecare bloc pe un transformator debitează mai multe generatoare, blocul avînd un singur întrerupător, și anume pe partea de

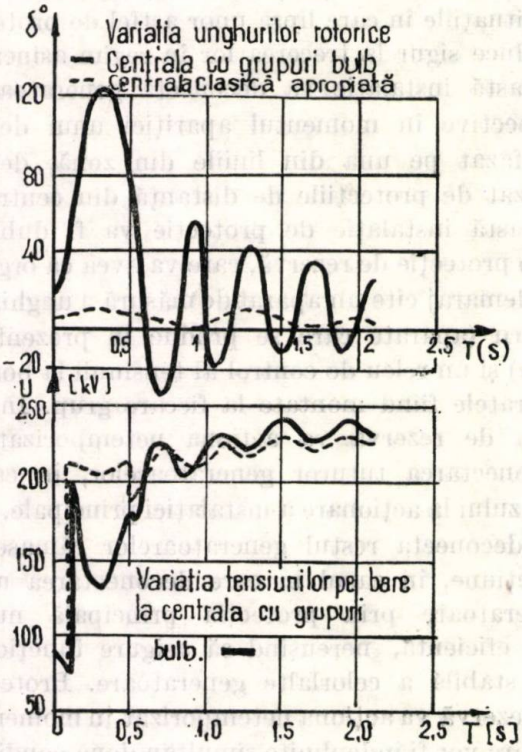


Fig.4. Scurtcircuit trifazat pe o LEA de 220 kV la circa 50 km de o centrală cu grupuri-bulb, eliminat simultan la ambele capete, urmat de RART și declanșarea unor generatoare.

înaltă tensiune a transformatorului, s-au experimentat timp de doi ani diverse tipuri de protecții contra funcționării în asincron a generatoarelor-bulb. Aceste experimentări au evidențiat complexitatea modelării fazorului f.e.m., necesar măsurării unghiului de ieșire din sincronism a generatorului, în cazul în care acesta funcționează în cadrul unui „bloc mare rigid". La unele experimentări, pentru modelarea fazorului f.e.m. s-a utilizat tensiunea unui tahogenerator cu o frecvență de 50 Hz.

În urma acestor studii și experimentări la CHE Kievskaia s-a propus și introdus în funcțiune, la toate cele 20 de generatoare-bulb, o protecție simplificată contra funcționării în asincron. Protecția acționează în următoarele condiții (blocul fiind conectat la rețea):

— viteza oricăruia din generatoarele blocului atinge 112 % n_{nom};

— curentul statoric al unuia din generatoarele blocului depășește valoarea de 1,3 I_{nom}.

Drept organ de demaraj după curent se utilizează un releu maximal de curent, iar pentru controlul vitezei se folosește un releu de tensiune de calitate ridicată, cu un coeficient de revenire de 0,95, conectat la tahogenerator.

Pentru marea majoritate a generatoarelor-bulb nu a fost prevăzută posibilitatea funcționării în regim de compensator sincron. Din această cauză, la închiderea aparatului director al turbinei (generatorul rotindu-se cu viteza nominală), apar eforturi axiale de valoare apreciabilă, orientate în sens contrar eforturilor care apar în timpul funcționării normale.

În [4] se menționează cazul unei funcționări nedorite a unui generator-bulb în regim de compensator sincron timp de 5—6 minute, lucru care s-a soldat cu avarierea lagărelor agregatului. Din acest motiv s-a elaborat o protecție contra funcționării în regim de compensator sincron, protecție care deconectează generatorul în momentul închiderii aparatului director sub poziția corespunzătoare mersului în gol.

2.3. *Protecția transformatoarelor blocurilor contra supratensiunilor de comutație*

În momentul deconectării generatoarelor (de către protecțiile indicate mai sus), prin declanșarea întreruptoarelor de pe partea de înaltă tensiune a transformatoarelor-bloc, neutrele nelegate la pămînt ale acestor transformatoare pot fi supuse la supratensiuni periculoase. Pentru a se evita acest lucru, se recomandă ca neutrele transformatoarelor-bloc să fie echipate cu scurtcircuitoare rapide, care să se închidă înainte de deschiderea întreruptorului transformatorului.

2.4. *Restabilirea automată a funcționării normale a generatoarelor-bulb, după ieșirea acestora din sincronism*

Inerția mică a generatoarelor-bulb, provocînd ieșirea acestora din sincronism (la perturbații în rețea) mai ușor decît în cazul generatoarelor clasice, ușurează totodată reprinderea acestora în sincronism.

După ieșirea generatorului din sincronism, acesta trece în regim asincron, a cărui alunecare

de regim stabilizat este funcție de caracteristica cuplului asincron $Ma = f(s)$ și de statismul regulatorului de viteză. Studiile efectuate în această problemă [1] au arătat că, ținînd seama de inerția mică a generatoarelor-bulb și de viteza maximă de manevră a organelor de admisie ale turbinei, timpul în care se ajunge la regimul de mers în asincron stabilizat poate fi destul de mare și, întrucît, așa după cum s-a arătat mai sus, funcționarea în asincron cu excitația conectată este periculoasă, va fi necesar ca în momentul în care generatorul iese din sincronism, dacă se dorește reprinderea acestuia (și deci nu este deconectat definitiv), excitația generatorului să fie decuplată și conectată pe rezistența de descărcare.

Studiile și cercetările aprofundate efectuate în mai multe țări, și în special în U.R.S.S., au arătat că restabilirea automată a regimului normal de funcționare a generatoarelor-bulb după ieșirea din sincronism se poate face prin două metode [4], [5], [6], [7], [8]:

a) metoda autosincronizării (în care generatorul se deconectează de la rețea):

b) metoda reprinderii în sincronism (în care generatorul rămîne conectat).

În ambele metode, impulsul pentru demarajul procesului automat de restabilire a regimului normal este dat de acționarea protecției contra funcționării în asincron, după deconectarea excitației.

a) În cazul utilizării autosincronizării, după deconectarea generatoarelor-bulb de la rețea (prin protecția contra mersului în asincron), aparatul director al turbinei se închide pînă în poziția corespunzătoare funcționării în gol, iar în momentul în care viteza generatoarelor scade pînă la o valoare reglată ($90-110\,\%\,n_{nom}$), acestea se reconectează și se cuplează excitația prin instalația *ADR*, lucru care are ca efect aducerea lor la viteza sincronă.

Studiile și probele efectuate [5], [6], [7] au arătat că, datorită inerției mici a generatoarelor-bulb, acestea sînt atrase repede în sincronism, șocul curentului statoric la cuplare variind între 1, 8 și 2,8 I_n. Studiile de vibrații efectuate de VNIIE la o serie de centrale hidroelectrice cu grupuri-bulb, la care se utilizează autosincronizarea, au arătat că vibrațiile acestora nu depășesc valorile admisibile [8].

Din probele efectuate la CHE Kievskaia [7] a rezultat că timpul scurs de la deconectarea de la rețea prin protecție pînă la reconectare (prin autosincronizare) este de circa 11 s și este determinat în principal de timpul necesar scăderii vitezei după aruncarea sarcinii.

b) În ceea ce privește reprinderea în sincronism, probele efectuate au confirmat posibilitatea în principiu a utilizării acestei metode.

Reprinderea în sincronism prezintă un avantaj apreciabil în comparație cu autosincronizarea: în procesul restabilirii regimului normal, în cazul utilizării acestei metode lipsesc operațiile de deconectare și reconectare a întreruptorului blocului. Acest lucru duce fără îndoială la creșterea siguranței întregii scheme.

Pe lîngă acest avantaj, această metodă prezintă și un dezavantaj esențial: în momentul decuplării excitației, generatorul, rămînînd conectat la rețea, va absorbi din sistem o putere de 5—6 ori mai mare decît în cazul autosincronizării, fenomen care este însoțit de o creștere de lungă durată a curentului statoric peste valoarea nominală.

Avînd în vedere aceste considerente, majoritatea autorilor recomandă drept metodă principală de păstrare a continuității în funcționare a generatoarelor-bulb utilizarea protecției contra funcționării în asincron, combinată cu autosincronizarea.

2.5. *Reglajul automat al vitezei și participarea la reglajul automat frecvență-putere de schimb*

Studiile efectuate [1], [6] au arătat că în cazul în care generatoarele-bulb funcționează separat de sistemul energetic, alimentînd o sarcină insulară, regulatoarele automate de viteză au condiții foarte grele de funcționare, din cauza valorii mici a inerției lor, în comparație cu timpul de închidere a aparatului director. Unii autori [6] consideră chiar că agregatele-bulb nu pot funcționa pe o sarcină izolată. În cazul în care centralele echipate cu grupuri-bulb funcționează interconectat în cadrul unor sisteme energetice, datorită faptului că ele se pot sincroniza la alunecări mari, în cadrul unei game relativ largi de viteze, se consideră [8] că se poate renunța la prevederea de regulatoare obișnuite de viteză (cu acțiune continuă) pentru fiecare agregat în parte, înlocuindu-le cu regulatoare cu impulsuri, cu relee de poziție.

În figura 5 se prezintă schema-bloc a unui astfel de sistem de reglaj.

Regulatoarele acționează numai la ieșirea generatorului din plaja de viteze dată. Drept organ sensibil al sistemului de reglaj pozițional al vitezei poate servi un releu de viteză reglat la 90 %, 100 %, 110 % n_{nom}, care are pentru toate pozițiile un coeficient de revenire apropiat de 1.

Conectarea „blocului mare rigid" (în cadrul autosincronizării) se face numai în condițiile

în care viteza fiecărui generator al blocului se află în zona dată.

Centralele echipate cu generatoare-bulb pot participa la reglajul automat frecvență-putere. În acest caz se propune [8] ca „blocurile mari

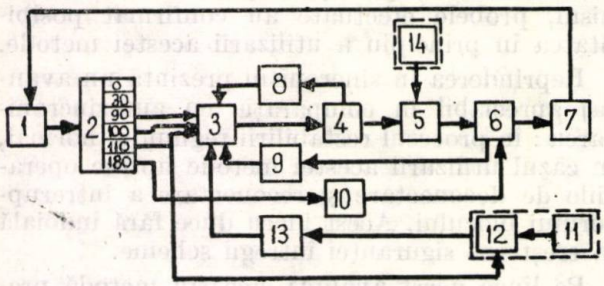


Fig. 5. Schema-bloc a unui regulator poziţional de viteză pentru generatoare-bulb. :

1 — traductor de viteză ; *2* — releu de viteză reglat în procente din viteza nominală ; *3* — schema logică ; *4* — acţionarea limitatorului deschiderii aparatului director ; *5* — servomotoare-amplificatoare hidraulice ; *6* — aparatul director ; *7* — turbina ; *8* — întreruptoare de fine de cursă ale limitatorului deschiderii ; *9* — întreruptoare de fine de cursă ale aparatului director ; *10* — sertarul electromagnetic al închiderii de avarie ; *11* — releul de curent al generatorului ; *12* — întreruptorul blocului ; *13* — bloc-contactele întreruptorului ; *14* — regulatorul colectiv de frecvență-putere.

rigide" să fie prevăzute cu așa-numitul regulator colectiv al întregului bloc. Un astfel de regulator (de exemplu regulatorul de fabricație sovietică tip EGRS), avînd o schemă de reglaj radială, nu creează legături suplimentare între generatoarele blocului, ceea ce duce la creșterea siguranței și flexibilității comenzii.

Din cauza neidentității și instabilității caracteristicilor de pornire a diverselor agregate ale blocului, nu se poate însă renunța la regulatoarele de viteză individuale. Fiecare agregat se va dota (așa cum s-a menționat mai sus) cu regulatoare cu impulsuri, cu relee de poziție.

Participarea centralelor hidroelectrice cu grupuri-bulb la reglajul automat frecvență-putere se poate face atît pe baza caracteristicilor statice (pentru CHE de putere mare) cît și în trepte, printr-un program (conform graficului zilnic), prin pornirea sau oprirea unor agregate (pentru CHE de puteri medii sau mici).

3. Metode de îmbunătățire a condițiilor de stabilitate a centralelor hidroelectrice cu grupuri bulb

Metodele clasice de îmbunătățire a condițiilor de stabilitate (metode cunoscute și tehnic realizabile), cum ar fi regulatoarele automate de excitație cu acțiune intensivă (cu semnale adiționale), valori înalte ale plafoanelor de excitație, compensarea longitudinală etc. sînt ineficiente în cazul generatoarelor-bulb [1], [3].

Unele metode eficiente (dar foarte scumpe) de îmbunătățire a stabilității sînt următoarele :

— utilizarea de compensatoare sincrone reglabile ;

— utilizarea frînării mecanice sau electrice cu ajutorul rezistențelor serie : în acest caz, însă, este necesar să se dispună de aparatură de comutație rapidă și de aparat director rapid, lucrînd cu un înalt grad de precizie ;

— pentru mărirea inerției se poate asocia generatorului-bulb un grup motor sincron — volant turnant cu mare viteză (1500 rot/min) care ar putea furniza de asemenea și puterea reactivă [1].

De asemenea trebuie menționat că automatica de deconectare a grupurilor, descrisă la pct. 2.2, are ca efect, în anumite regimuri de avarie, menținerea în sincronism a unei părți din generatoarele-bulb ale centralelor respective.

Concluzii

Utilizarea în viitorul apropiat a generatoarelor-bulb va duce la scăderea prețului construcțiilor aferente și la reducerea termenelor de dare în funcțiune a amenajărilor hidroelectrice. Aceste avantaje economice sînt însă însoțite de dificultăți pentru asigurarea condițiilor de stabilitate în zonele din sistem respective, ceea ce impune adoptarea unor măsuri speciale de protecție și automatizări. În acest sens, studiile aprofundate efectuate în decursul anilor în ISPE și în alte țări, precum și experiența acumulată în exploatarea centralelor cu grupuri-bulb existente au dus la următoarele concluzii :

1. Rețeaua electrică în care debitează grupurile-bulb trebuie echipată cu protecții rapide, care să asigure eliminarea fără temporizare a defectelor apărute pe liniile sau barele stațiilor învecinate (protecții prin înaltă frecvență, protecții diferențiale longitudinale, protecții diferențiale de bare etc.).

2. Centralele hidroelectrice cu grupuri-bulb trebuie echipate cu o instalație de protecție care să deconecteze două sau mai multe generatoare la apariția unui defect polifazat pe liniile electrice din zonă. Această instalație va fi dublată de o protecție de rezervă care va avea ca organe de demaraj cîte un aparat de măsură a unghiului intern și un releu de control al tensiunii la borne, aparatele fiind montate la fiecare grup.

Instalația de rezervă va deconecta netemporizat toate generatoarele în cazul defectării instalației principale, sau va deconecta restul generatoarelor în situația în care acționarea instalației principale nu reușește să păstreze în sincronism restul generatoarelor.

3. Drept sistem de excitație a rezultat indicată utilizarea unui sistem de excitație statică format dintr-o punte de tiristoare alimentată de la bornele generatorului. Nu a rezultat necesar ca sistemul de excitație să fie prevăzut cu compundaj în forță după curentul statoric.

4. Pentru reglajul automat al excitației se recomandă echiparea generatoarelor-bulb cu regulatoare automate simple, cu acționare proporțională. Regulatoarele automate cu acțiune intensivă (cu canale adiționale) nu aduc nici o

ameliorare a condițiilor de stabilitate în cazul generatoarelor-bulb.

5. Centralele cu grupuri-bulb pot lua parte la reglajul frecvență-putere de schimb fie continuu (după caracteristicile de sarcină), în cazul centralelor de putere mare, fie în trepte (prin deconectarea sau reconectarea unuia sau mai multor grupuri), în cazul centralelor de putere medie sau mică.

6. Restabilirea regimului normal de funcționare a generatoarelor deconectate de protecțiile indicate la pct. 2 se poate face utilizîndu-se metoda autosincronizării.

7. La intrarea în funcțiune a centralelor cu grupuri-bulb va trebui efectuat un program de probe, în cadrul căruia se va stabili reglajul protecțiilor indicate mai sus, precum și se va optimiza acordarea parametrilor reglabili ai regulatoarelor automate de excitație și viteză și se va evidenția posibilitatea utilizării autosincronizării.

Bibliografie

[1] Faral, M., Favet, B. și Ruelle, G. *L'emploi des groupes bulbes pour l'équipement des grandes centrales hydroélectriques de basse chute.* CIGRE, rap. 161, 1962.

[2] Sokolov, N., Kozlova, V. și Hvosciskaia, Z. *Voprosî ustoicivosti paralelnoi raboti ghidrostanții s kapsulnîmi gheneratorami.* În: Elektricestvo, nr. 9, 1966, p. 19—24.

[3] Gheorghe, O și Ștefănescu, V.Z. *Studiul condițiilor de sistem pentru protecția prin relee și automatizările din rețeaua electrică la care vor fi racordate grupurile generatoare-bulb.* Lucrare ISPE, 1975.

[4] Anucikov, A. N. *Nekotorîe voprosî ekspluatații gorizontalnovo kapsulnovo ghidrogheneratora.* În: Elektriceskie stanții, 1968, nr. 3, p. 74—76.

[5] Potasnik, S. I. *Ob avtomatizații nizkonapornîe GES s kapsulnîmi ghidrogheneratorami.* În: Elektriceskie stanții, 1968, nr. 3, p. 76.

[6] Anucikov, A. N., Korhov, I. F. și Prusov, R.I. *Opît ekspluatații kapsulnîh ghidroagregatov Cerepoveļkoi GES.* În: Elektriceskie stanții, 1970, nr. 2, p. 79.

[7] Potasnik, S. I., Papanov, A. V., Stroganov, E. M. și Parfentov, I. I. *Vosstanovlenie normalnoi raboti kapsulnîh ghidrogheneratorov pri asinhronom hode.* În: Elektriceskie Stanții, 1970, nr. 3, p. 76.

[8] Sestunov, E. A. *Nekotorîe osobennosti avtomatizații jestokovo bloka kapsulnîh ghidrogagregatov.* În: Elektriceskie stanții, 1971, nr. 9, p. 51.

[9] Firoiu, R. și Blaha, M. *Perspectiva folosirii grupurilor generatoare-bulb în centralele hidroelectrice din R.S.R. Probleme specifice privind proiectarea părții electrice a acestor centrale.* Probleme actuale ale energeticii românești (Conferința energeticienilor din România), 17—18 octombrie 1975 (C.N.I.T., M.E.E.).

(Articol intrat în redacție la 23 decembrie 1975)

Calculul tensiunilor pe bare la autopornirea simultană a motoarelor electrice racordate la stații alimentate în cascadă

Ing. **E. Covar***)

Schema cea mai des întîlnită este aceea din figura 1. Pentru scăderile de tensiune în regimul de autopornire prezintă importanță reactanțele transformatoarelor de 6/0,4 kV, ale bobinelor de reactanță, ale transformatoarelor de 110/6,6 kV (sau, mai exact, ale sursei de alimentare din sistemul energetic național pînă la barele de 6 kV ale stației de 110/6 kV).

Reactanțele cablurilor de 6 kV ale fiderilor stațiilor de 6 kV de distribuție și reactanțele cablurilor de alimentare ale motoarelor de 6 kV pot fi neglijate. În schimb, impedanțele (mai ales rezistențele) cablurilor de alimentare a motoarelor de 0,4 kV pot să conducă la scăderi de tensiune de 1—10% U_n în funcție de lungimea, secțiunea și materialul conductorului cablului și de curentul de autopornire.

În cele ce urmează se vor calcula scăderile de tensiune pe barele de 0,4 și 6 kV. Pentru motoarele cu condiții grele de autopornire (cuplu rezistent mare) și alimentate prin cabluri de lungime mare, se va calcula, de către proiectantul instalației respective, și scăderea de tensiune datorită impedanței cablului [5].

În cazurile obișnuite este suficient să se considere o scădere medie de tensiune de 3 — 5% U_n, în funcție de lungimea traseelor de cabluri.

Calculele efectuate și relațiile stabilite în [5] și [6] sînt utile pentru a determina:

— scăderea de tensiune pe barele de 0,4 kV la funcționarea AAR în stații de 6/0,4 kV [5];

— scăderea de tensiune pe barele de 6 kV ale stațiilor de distribuție de 6 kV la funcționarea AAR în aceste stații [6]: în acest caz, autopornirea motoarelor de 0,4 kV determină o scădere suplimentară de tensiune pe bara de 0,4 kV, datorită reactanței transformatorului de 6/0,4 kV (fig. 1);

— scăderea de tensiune pe barele de 6 kV ale stațiilor de 110/6 kV la funcționarea AAR în aceste stații [5]; autopornirea motoarelor conectate la barele de 6 și 0,4 kV din aval conduce la scăderi pronunțate ale tensiunii pe aceste bare și constituie situația cea mai defavorabilă, care va fi analizată în continuare (fig. 1).

Funcționarea normală a schemei din figura 1 este dublu radială, adică cu cuplele deschise. Dacă în această situație pe bara *IB* din stația de 110/6 kV apare un gol de tensiune produs de un scurtcircuit pe o linie în rețeaua de 110 kV, sau de funcționarea AAR în stația de 110/6 kV, vor autoporni motoarele conectate la barele: *IB* din stația de 110/6 kV, *IB* din stația de 6 kV de distribuție, *IB* din stația de 6,/0,4 kV, deoarece golul de tensiune se transmite pe toate barele din aval.

* Eugen Covar este inginer proiectant la Institutul de proiectări uzine chimice (IPUC).

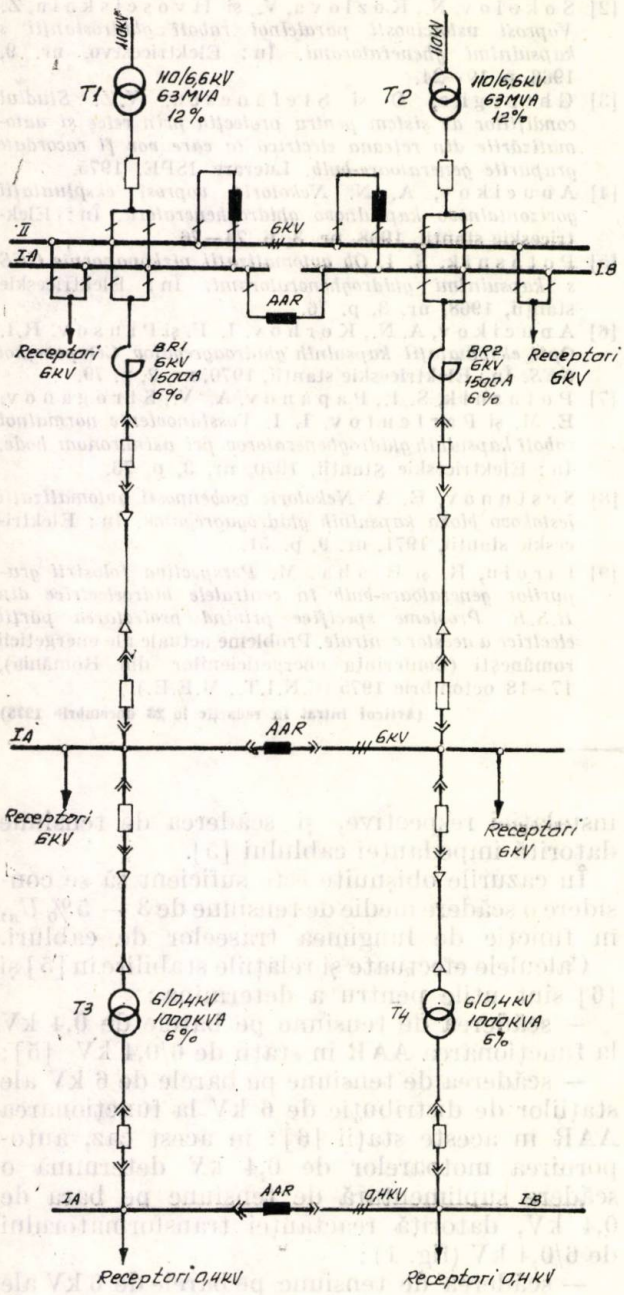


Fig. 1

Se consideră cazul mai nefavorabil al autopornirii pe sursa de rezervă (adică funcționarea AAR) [5].

Pentru schema din figura 1, schema electrică echivalentă este aceea din figura 2. Puterile $S_{n.\,sarc.\,1}$, $S_{n.\,sarc.\,2}$, $S_{n.\,sarc.\,3}$ reprezintă puterile nominale ale sarcinilor care autopornesc pe barele respective [5], iar I_{p1}, I_{p2}, I_{p3} curenții de autopornire.

Aplicînd rezultatele din [5], se poate scrie sistemul de ecuații (fig. 2):

$$\left.\begin{aligned} U_{fn} - U_{rem1} &= k_{s.p1}\, X_S\, (I_{p1} + I_{p2} + I_{p3}) \\ U_{rem1} - U_{rem2} &= k_{s.p2}\, X_R\, (I_{p2} + I_{p3}) \\ U_{rem2} - U_{rem3} &= k_{s.p3}\, X_T\, I_{p3} \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

în care U_{fn} este tensiunea nominală pe fază.

Împărțind ecuațiile prin U_{fn} și notînd $\frac{U_{rem\,i}}{U_{fn}} = k_{ui}$ $(i = 1, 2, 3)$, se obține:

$$\left.\begin{aligned} 1 - k_{u1} &= k_{s.p1} \frac{X_S}{U_{fn}} (I_{p1} + I_{p2} + I_{p3}) \\ k_{u1} - k_{u2} &= k_{s.p2} \frac{X_R}{U_{fn}} (I_{p2} + I_{p3}) \\ k_{u2} - k_{u3} &= k_{s.p3} \frac{X_T}{U_{fn}} I_{p3} \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Mărimile din membrul doi al ecuațiilor se exprimă astfel:

$$X_T = \frac{U_{nT}^2}{S_{nT}} \sqrt{U_{sc.T}^2 - \left(\frac{P_{sc.T}}{S_{nT}}\right)^2} \quad (3)$$

$$X_R = \frac{U_{nR}^2}{\frac{\sqrt{3} U_{nR}\, I_{nR}}{\varepsilon_R}} \quad (4)$$

$$X_S = \frac{U_n^2}{S_{sc1}}$$

$$U_{nT} = U_{nR} = U_n = 6 \text{ kV} \quad (5)$$

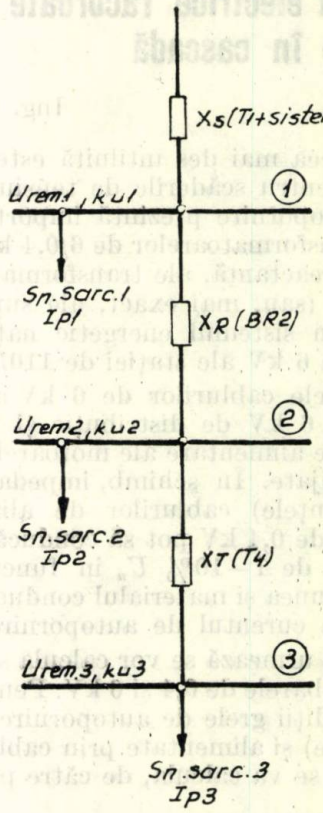


Fig. 2

$$I_{pi} = \frac{k_{ui} \cdot k_{pn.i}}{k_{zi}} I_{n.sarc.i} \quad (i = 1, 2, 3) \quad (6)$$

$$S_{n.sarc.i} = \sqrt{3}\, U_n\, I_{n.sarc.i} \quad (i = 1, 2, 3) \quad (7)$$

S-au utilizat notaţiile :

X_T — reactanţa transformatorului T_4 ;

S_{nT} — puterea nominală a transformatorului T_4 ;

$U_{sc.T}$ — tensiunea de scurtcircuit a transformatorului T_4 ;

$P_{sc.T}$ — pierderile active în scurtcircuit ale transformatorului T_4 ;

X_R — reactanţa bobinei de reactanţă BR 2 ;

I_{nR} — curentul nominal al bobinei de reactanţă BR 2 ;

ε_R — reactanţa relativă nominală a bobinei de reactanţă BR 2 ;

S_{sc1} — puterea de scurtcircuit pe bara 1.

Coeficienţii $k_{pn.i}$, k_{zi}, $k_{s.pi}$ sînt explicaţi în [5]. În cele ce urmează se va nota

$$x_T = \sqrt{U_{sc.T}^2 - \left(\frac{P_{sc.T}}{S_{nT}}\right)^2}$$

Cu cele de mai sus, sistemul de ecuaţii (2) devine :

$$\left.\begin{aligned} 1 - k_{u1} &= \frac{k_{sp1}}{S_{sc1}}\left(\frac{k_{u1}\, k_{pn1}}{k_{z1}} S_{n.sarc.1} + \right. \\ &\left. + \frac{k_{u2}\, k_{pn2}}{k_{z2}} S_{n.sarc2} + \frac{k_{u3}\, k_{pn3}}{k_{z3}} S_{n.sarc3}\right) \\ k_{u1} - k_{u2} &= \frac{k_{s.p2}}{\dfrac{\sqrt{3}\, U_{nR}\, I_{nR}}{\varepsilon_R}}\left(\frac{k_{u2}\, k_{pn2}}{k_{z2}} S_{n.sarc2} + \right. \\ &\left. + \frac{k_{u3}\, k_{pn3}}{k_{z3}} S_{n.sarc3}\right) \\ k_{u2} - k_{u3} &= \frac{k_{s.p3}}{\dfrac{S_{nT}}{x_T}} \frac{k_{u3}\, k_{pn3}}{k_{z3}} S_{n.sarc.3} \end{aligned}\right\} \quad (8)$$

Coeficienţii k_{zi} depind de turaţia (alunecarea) motoarelor electrice asincrone în momentul iniţial al autopornirii şi se iau pentru ei valori medii şi acoperitoare. Coeficienţii k_{pi} depind de construcţia motoarelor electrice. Coeficinţii $k_{s.pi}$ depind de factorul de putere al motoarelor în momentul iniţial al autopornirii şi de impedanţele căii de alimentare. Prin urmare, $k_{s.pi}$, k_{zi}, k_{pi}, $S_{n.sarc.i}$ nu depind de mărimea scăderii de tensiune pe barele i ($i = 1, 2, 3$), deci nu depind de k_{ui}. Rezultă că sistemul de ecuaţii (8) este liniar cu necunoscutele k_{ui} şi are o soluţie unică ce se poate obţine prin exprimarea lui k_{u2} în funcţie de k_{u3} din a treia ecuaţie, iar exprimarea lui k_{u1} în funcţie de k_{u2} şi k_{u3} din a doua ecuaţie, şi, prin înlocuire în prima ecuaţie, se obţine valoarea lui k_{u3}, apoi valorile lui k_{u2} şi k_{u1}.

Sistemul de ecuaţii (8) se poate rezolva şi printr-o metodă iterativă, prin care se obţine pentru fiecare necunoscută k_{ui} un şir de valori alternînd în jurul soluţiei sistemului (8). Astfel, prima valoare $k_{u1.1}$ pentru k_{u1} se obţine considerînd în prima ecuaţie $k_{u1} = k_{u2} = k_{u3}$. Prima valoare $k_{u2.1}$ pentru k_{u2} se obţine din a doua ecuaţie cu $k_{u1} = k_{u1.1}$ şi $k_{u2} = k_{u3}$, iar prima valoare $k_{u3.1}$ pentru k_{u3} se obţine din a treia ecuaţie cu $k_{u2} = k_{u\,2.1}$. Notînd cu $k_{u\,1.0}$, $k_{u\,2.0}$, $k_{u\,3.0}$, soluţia sistemului de ecuaţii (8), avem :

$$k_{u1.1} < k_{u1.0}\ ;\ k_{u\,2.1} < k_{u2.0}\ ;\ k_{u\,3.1} < k_{u\,3.0}$$

deoarece

$$k_{u1} > k_{u2} > k_{u3}.$$

Calculele se continuă ca mai sus, utilizînd în fiecare ecuaţie valorile iteraţiei anterioare în membrul doi şi valorile k_{ui} determinate anterior în cadrul aceleiaşi iteraţii, în membrul întîi.

Valorile din prima iteraţie $k_{ui.1}$ ($i = 1, 2, 3$) se pot determina relativ uşor şi reprezintă valori acoperitoare (pesimiste).

De obicei se consideră :

$$k_{pn1} = k_{pn2} = k_{pn3} = k_{pn} \text{ şi}$$

$$k_{z1} = k_{z2} = k_{z3} = k_z,$$

unde k_{pn} şi k_z sînt valori medii.

În aceste condiţii se poate scrie :

$$\left.\begin{aligned} 1 - k_{u\,1.1} &= \frac{k_{s.p}\, k_{u1.1}\, k_{pn}}{S_{sc1}\, k_z}(S_{n.sarc1} + \\ &+ S_{n.sarc2} + S_{n.sarc3}) = \\ &= \frac{k_{sp1}\, k_{u\,1.1}\, k_{pn}}{k_z} \frac{S_{n.sarc\,t1}}{S_{sc1}} \\ k_{u\,1.1} - k_{u\,2.1} &= \\ &= \frac{k_{s.p2}}{\dfrac{\sqrt{3}\, U_{nR}\, I_{nR}}{\varepsilon_R}} \frac{k_{u\,2.1}\, k_{pn}}{k_z}(S_{n.sarc.2} + \\ &+ S_{n.sarc.3}) = \frac{k_{s.p2}\, k_{u\,2.1}\, k_{pn}}{k_z} \frac{S_{n.sarc.t2}}{S_{sc,2\,\infty}} \\ k_{u\,2.1} - k_{u\,3.1} &= \\ &= \frac{k_{s.p3}}{\dfrac{S_{nT}}{x_T}} \frac{k_{u3.1}\, k_{pn}}{k_z} S_{n.sarc.3} = \\ &= \frac{k_{s.p3} \cdot k_{u\,3.1} \cdot k_{pn}}{k_z} \frac{S_{n.sarc.t3}}{S_{sc.3.\infty}} \end{aligned}\right\} \quad (9)$$

unde :

$S_{n.sarc.ti}$ este puterea nominală a sarcinii totale care autoporneşte pe bara i ;

$S_{sc.2.\infty}$ — puterea de scurtcircuit după bobina de reactanţă, considerînd infinită puterea de scurtcircuit la bornele de alimentare (deci neglijînd reactanţa sursei de alimentare) ;

$S_{sc.3.\infty}$ — puterea de scurtcircuit la bornele de 0,4 kV, neglijînd reactanţa sursei faţă de transformatorul T_4

$S_{sc.1}$ are aceeaşi semnificaţie cu $S_{sc.1.\infty}$, deci formal se poate scrie $S_{sc.1} = S_{sc.1.\infty}$. Cu aceasta, se notează :

$$K_i = \frac{S_{sc.i.\infty}}{S_{n.sarc.ti}} \; ; \; i = 1, 2, 3$$

şi, înlocuind în (9), rezultă :

$$\left.\begin{aligned} k_{u1,1} &= \frac{1}{1 + \dfrac{k_{pn}\ k_{sp\cdot p1}}{k_z\ K_1}} \\ k_{u2,1} &= \frac{k_{u1,1}}{1 + \dfrac{k_{pn}\ k_{s\cdot p2}}{k_z\ K_2}} \\ k_{u3,1} &= \frac{k_{u2,1}}{1 + \dfrac{k_{pn}\cdot k_{s\cdot p3}}{k_z\ K_3}} \end{aligned}\right\} \quad (10)$$

Rezultă formula de calcul :

$$k_{ui,1} = \frac{1}{\prod\limits_{r=1}^{r=i}\left(1 + \dfrac{k_{pn}\cdot k_{s\cdot pr}}{k_z\ K_r}\right)} \quad (11)$$

Se observă că termenii $T_i = \dfrac{1}{1 + \dfrac{k_{pn}\ k_{s\cdot pi}}{k_z\ K_i}}$ reprezintă cu bună aproximaţie valoarea k_u la autopornirea numai a sarcinii totale $S_{n.sarc.ti}$ pe bara i, la funcţionarea *AAR* pe această bară. Dacă pentru astfel de situaţii se ia $T_i = k_{ui} = 0{,}85$ $(i = 1, 2, 3)$, se obţine :

$$k_{u1,1} = 0{,}85 \; ; \; k_{u2,1} = 0{,}85^2 = 0{,}72 \; ;$$

$$k_{u3,1} = 0{,}85^3 = 0{,}62.$$

Reiese că, dacă la funcţionarea AAR în staţia de 0,4 kV, tensiunea pe bara de 0,4 kV scade la circa 0,85 U_n, la funcţionarea AAR în staţia de 6 kV de distribuţie tensiunea pe bara de 0,4 kV scade la circa 0,72 U_n, iar la funcţionarea AAR în staţia de 110/6 kV tensiunea pe bara de 0,4 kV scade la circa 0,62 U_n, care reprezintă o valoare scăzută.

În întreprinderile industriale, la funcţionarea AAR în staţia de 110/6 kV autopornesc motoarele electrice conectate la un număr de 10 ... ..30 de bare de 6 şi 0,4 kV. Fiecărei bare i se asociază un coeficient k_u şi se obţine astfel un sistem de 10 ...30 ecuaţii liniare cu tot atîtea necunoscute, care trebuie rezolvat cu ajutorul calculatoarelor numerice.

Schema echivalentă simplificată din figura 2 poate fi utilizată cu bune rezultate pentru calculul valorilor pesimiste $k_{ui,1}$. În această ipoteză se vor calcula în continuare valorile $k_{ui,\,1}$ pentru schema din figura 1, avînd schema echivalentă în figura 2.

Exemplu de calcul

a) Funcţionarea AAR în staţia de 110/6 kV

Puterile nominale ale sarcinilor care autopornesc se consideră apropiate de valorile maxime.

$S_{n.sarc.t1} = 30$ MVA ; $S_{n.sarc.t2} = 10$ MVA ; $S_{n.sarc.t3} = 0{,}5$ MVA

$$S_{sc.1} \cong \frac{S_{n.T}}{U_{sc.T}} = 523 \text{ MVA}$$

$$K_1 = \frac{S_{sc1\infty}}{S_{n.sarc.t1}} = \frac{523}{30} = 17{,}5$$

$$S_{sc.2\infty} = \frac{\sqrt{3}\ U_{nR}\ I_{nR}}{\varepsilon_R} = \frac{\sqrt{3}.6.2}{0{,}06} = 346 \text{ MVA}$$

$$K_2 = \frac{S_{sc.2.}}{S_{n.sarc.t2}} = \frac{346}{10} = 34{,}6$$

$$S_{sc3.\infty} \cong \frac{S_{nT}}{U_{sc.T}} = \frac{1}{0{,}06} = 16{,}7 \text{ MVA}$$

$$K_3 = \frac{S_{sc.3.\infty}}{S_{n.sarc.t3}} = \frac{16{,}7}{0{,}5} = 33{,}4$$

Luînd $k_{pn} = 6$, $k_z = 1{,}2$ şi $k_{s\cdot p1} = 0{,}9$, $k_{s\cdot p2} = 0{,}9$; $k_{s\cdot p3} = 1{,}0$, se obţine :

$$k_{u1,1} = \frac{1}{1 + \dfrac{k_{pn}\cdot k_{s\cdot p1}}{k_z\ K_1}} = \frac{1}{1 + \dfrac{6\cdot 0{,}9}{1{,}2\cdot 17{,}5}} = 0{,}80$$

$$k_{u2,1} = \frac{k_{u1,1}}{1 + \dfrac{k_{pn}\cdot k_{s\cdot p2}}{k_z\ K_2}} = \frac{0{,}80}{1 + \dfrac{6\cdot 0{,}9}{1{,}2\cdot 34{,}6}} = 0{,}71$$

$$k_{u3,1} = \frac{k_{u2,1}}{1 + \dfrac{k_{pn}\cdot k_{s\cdot p3}}{k_z\ K_3}} = \frac{0{,}71}{1 + \dfrac{6\cdot 1{,}0}{1{,}2\cdot 33{,}4}} = 0.62$$

Prin urmare, scăderea tensiunii pe bara de 0,4 kV este pronunţată, ajungînd sub valoarea 0,7 U_n la care contactoarele de curent alternativ mai pot rămîne anclanşate.

Dacă staţia de distribuţie de 6 kV ar fi fost alimentată printr-un singur fider ($S_{n.sarc.t2} = 20$ MVA în loc de 10 MVA), iar transformatorul de 6/0,4 kV ar fi făcut parte dintr-o staţie de 6/0,4 kV cu $n+1$ $(n \geqslant 2)$ transformatoare ($S_{n.sarc.t3} = S_n = 1$ MVA în loc de 0,5 MVA), scăderile de tensiune pe barele de 6 şi 0,4 kV ar fi fost mai mari :

$k_{u2,1} = 0{,}64$ şi $k_{u3,1} = 0{,}49$

b) Funcționarea AAR în stația de distribuție de 6 kV:

$$S_{sc1} = 218 \text{ MVA}$$
$$S_{n.sarc.t1} = 10 \text{ MVA}$$

$$K_1 = \frac{S_{sc1}}{S_{n.sarc.t1}} = \frac{218}{10} = 21{,}8$$

$$S_{sc.2\infty} = 16{,}7 \text{ MVA}$$

$$S_{n.sarc.t2} = 0{,}5 \text{ MVA}$$

$$K_2 = \frac{S_{sc.2\infty}}{S_{n.sarc.t2}} = \frac{16{,}7}{0{,}5} = 33{,}4$$

$$k_{u1,1} = \frac{1}{1 + \frac{k_{pn} \cdot k_{s\cdot p1}}{k_z K_1}} = \frac{1}{1 + \frac{6 \cdot 0{,}9}{1{,}2 \cdot 21{,}8}} = 0{,}83$$

$$k_{u2,1} = \frac{k_{u1,1}}{1 + \frac{k_{pn} \cdot k_{s\cdot p2}}{k_z \cdot K_2}} = \frac{0{,}83}{1 + \frac{6 \cdot 1{,}0}{1{,}2 \cdot 33{,}4}} = 0{,}73$$

Dacă transformatorul de 6/0,4 kV este încărcat la $S_{n.sarc.t2} = S_n = 1$ MVA, atunci $k_{u\ 2,1} = 0{,}66$.

c) Funcționarea AAR în stația de 6/0,4 kV

$$S_{sc} = 15{,}5 \text{ MVA}$$

$$S_{n.sarc.} = 0{,}5 \text{ MVA}$$

$$K = \frac{S_{sc}}{S_{n.sarc}} = \frac{15{,}5}{0{,}5} = 31$$

$$k_u = \frac{1}{1 + \frac{k_{pn} \cdot k_{s\cdot p}}{k_z K}} = \frac{1}{1 + \frac{6.1{,}0}{1{,}2 \cdot 31}} = 0{,}86$$

Dacă transformatorul este încărcat la $S_{n.sarc} = S_n = 1$ MVA, atunci: $k_u = 0{,}76$.

Concluzii

Asigurarea unei tensiuni suficient de ridicate ($U_{rem} \geqslant 0{,}7\ U_n$) la bornele motoarelor electrice în momentul inițial al autopornirii, necesară pentru asigurarea cuplului motor de accelerare a agregatului motor — utilaj în sarcină și pentru reducerea duratei de atingere a turației nominale, este realizabilă prin următoarele măsuri:

1) Creșterea raportului $K = \frac{S_{sc}}{S_{n.sarc}}$ la fiecare bară de 6 și 0,4 kV. Aceasta înseamnă creșterea puterilor de scurtcircuit, deci transformatoare cu tensiune de scurtcircuit mică (8 — 10% în stația de 110/6 kV și 4—6% în stația de 6/0,4 kV) și bobine de reactanță cu $\varepsilon_R = 4\%$.

O altă cale este reducerea puterilor absorbite în stațiile de 6 și 0,4 kV, ceea ce conduce la creșterea numărului de stații electrice și la supradimensionare transformatoarele și a bobinelor de reactanță, ceea ce, prin urmare, nu este economic.

Se impun totuși schemele cu două transformatoare în locul celor cu $n + 1$ ($n \geqslant 2$) transformatoare.

2) Creșterea factorului k_z. Aceasta se realizează prin reducerea alunecării motoarelor asincrone în momentul inițial al autopornirii, pe următoarele căi:

— creșterea momentului de inerție GD^2 al agregatului motor-utilaj;

— scăderea duratei golului de tensiune prin accelerarea protecțiilor prin relee și a instalațiilor de AAR; din păcate, conectarea sursei de rezervă prin AAR se face, de regulă, după 0,8 — 1,2 s, pentru ca tensiunea reziduală a motoarelor asincrone să scadă sub 0,3 — 0,4 U_n [4];

— menținerea unei tensiuni remanente cît mai mari pe durata golului de tensiune (de exemplu prin utilizarea bobinelor de reactanță); această cale este mai puțin eficientă.

3) Scăderea factorului k_p. Se realizează foarte rar. Uneori, dimpotrivă, $k_p = 7 - 8$, în loc de 6.

4) Menținerea în regim normal de funcționare a unor tensiuni de (1 — 1,02) U_n pe barele de 0,4 și 6 kV.

În stația de 110/6 kV este util reglajul tensiunii în sarcină și chiar automat la transformatoarele de 110/6,3 kV.

5) Racordarea motoarelor de 6 kV de putere mare (2 — 6 MW) în stația de 110/6 kV prin bobine de reactanță ($\varepsilon_R = 4 - 6\%$). Se obține o reducere a curenților lor de pornire și, deci, o creștere a tensiunilor remanente pe barele de 6 și 0,4 kV (din aval), fără ca tensiunea la bornele motoarelor să scadă mult (la valori de 0,65 ... 0,75 U_n).

6) Evitarea alimentării stațiilor de 6 kV printr-un singur fider în loc de doi și a stațiilor de 6/0,4 kV printr-un singur transformator de 6/0,4 kV în loc de două.

7) Compensarea factorului de putere la fiecare secție de bare. Prin aceasta se reduce componenta reactivă a curentului de autopornire. Eficiența metodei este mică, dar nu neglijabilă.

8) Deconectarea automată la goluri de tensiune a receptoarelor pentru care autopornirea nu este necesară, în cazurile și în măsura în care aceasta este necesară pentru succesul autopornirii celorlalte receptoare.

Bibliografie

[1] Covar, E. *Mărirea siguranței în funcționare a rețelelor electrice interioare la combinate chimice cu proces tehnologic continuu.* În: Energetica, nr. 6, 1972.

[2] Covar, E. *Mărirea siguranței de funcționare a rețelelor electrice interioare ale unui combinat chimic cu proces tehnologie continuu.* Referat prezentat la al II-lea simpozion „Siguranța în funcționarea instalațiilor energetice", București, septembrie 1973.

[3] Potlog, D. M. *Condiții de insensibilizare a motoarelor asincrone la goluri de tensiune.* În: Energetica, nr. 10, 1972.

[4] Nitu, V. I. ș.a. *Instalațiile electrice ale centralelor și stațiilor.* Editura tehnică, București, 1972.

[5] Covar, E. *Metodă de calcul al tensiunilor pe bare în regim de autopornire a motoarelor electrice după goluri de tensiune.* În: Energetica, nr 7, 1976.

[6] Covar, E. *Influența bobinelor de reactanță asupra condițiilor de alimentare cu energie electrică și de autopornire a motoarelor electrice.* În: Energetica, nr 8, 1976.

(Articol intrat în redacție în decembrie 1976)

Oportunitatea folosirii transformatoarelor neinflamabile în țara noastră

Conf. dr. ing. **P. Buhuș**,
ing. **Mihaela Iordache**
și ing. **D. Costescu***)

1. Considerații generale

Datorită densității tot mai mari de sarcină în instalațiile industriale, precum și în condițiile unei preocupări sporite pentru sistematizarea orașelor concomitent cu îndesirea și dezvoltarea pe verticală a cvartalelor de locuințe, s-a ajuns la situația ca în alimentarea cu energie electrică în tot mai multe cazuri să se întîmpine dificultăți din considerente fie tehnico-economice, fie estetice. În aceste condiții, realizarea posturilor de transformare ridică o variată gamă de probleme.

Astfel, pentru a apropia postul de transformare de consumator este necesar a se preîntîmpina eventualele consecințe neplăcute sau, în anumite condiții, chiar dezastruoase, cum ar fi pericolul de foc sau de explozie.

Renunțarea la ulei ca mediu de izolație și răcire pentru transformatoare reprezintă principala măsură care se adoptă într-o serie de țări. În acest sens, fabricile constructoare din străinătate recurg la :

— lichide neinflamabile, denumite comercial foarte diferit (clofen, piralenă, aroclor, sovtol etc.), care de cele mai multe ori sînt amestecuri de triclorbenzen și hexa sau pentaclordifenil, uneori utilizîndu-se și triclodifenili ; denumirea generică sub care sînt cunoscute pe plan internațional hidrocarburile clorurate este de ASKARELI ;

— gaze, cum ar fi aerul, azotul, hexafluorura de sulf, hexafluoretan, perfluorpropan etc. ;

— rășini epoxidice, care se toarnă peste bobinajele transformatorului, sau unii izolanți siliconici.

Pentru a corespunde însă actualelor necesități, transformatoarele care urmează a fi folosite în cadrul posturilor de transformare, în afara neinflamabilității, trebuie să mai îndeplinească și alte condiții importante, cum ar fi :

— gabarit redus și eventual borne ambroșabile, pentru a se încadra în dimensiunile unei travei sau ale unei camere de locuit ;

— eliminarea prin ventilare rațională a căldurii produse datorită pierderilor în transformatoare ;

— nivel de zgomot foarte redus (sub 40 dB), mai ales în ipoteza montării transformatoarelor în blocurile de locuit, spații comerciale, edificii social-culturale etc. ;

— montare și întreținere cît mai ușoară ;

— minim de investiții și cheltuieli de exploatare.

Ținîndu-se seama de aceste aspecte, în cele ce urmează se pun în discuție o serie de elemente privind oportunitatea folosirii în posturile din țara noastră a transformatoarelor neinflamabile.

2. Considerații de natură tehnică

2.1. *Comportarea la foc și pericolul de explozie*

Comportarea la foc a izolației transformatoarelor din stații poate fi evidențiată cu ajutorul mai multor indicatori, ca, de exemplu :

— indicele de oxigen, care caracterizează combustibilitatea ;

— puterea calorifică, care caracterizează cantitatea de căldură degajată prin ardere ;

— cantitatea și opacitatea fumului ;

— toxicitatea produselor de ardere.

În ceea ce privește indicele de oxigen, aerul conținînd circa 21 % oxigen, se poate considera într-o primă aproximație că materialele avînd un indice de oxigen sub 21 ard mai ușor în aer decît cele cu indice de oxigen peste 21.

Comportarea la foc a principalelor categorii de materiale aflate în concurență pentru izolarea și răcirea transformatoarelor de distribuție este prezentată în tabelul 1 [1].

Tabelul 1

Mase plastice și dielectrici lichizi	Grosimea izolantului	Indicele de oxigen	Puterea calorifică, kcal/g	Opacitatea fumului (DIN 53–436 și DIN 53–437)
Stratificate				
— sticlă siliconică	1	74	2,10	4,5
— sticlă epoxidică	1	23,7	3,67	100
— sticlă poliester (A)	1	31,6	—	—
— sticlă poliester (B)	1	27,2	3,10	74
Suple				
— sticlă siliconică	0,1	34	—	—
— hîrtie poliamidică aromatică	0,2	26	6,45	27
Dielectrici lichizi				
— ulei mineral	—	22	11,04	835
— hidrocarburi clorurate	—	47	4,07	120

Analizînd datele din tabelul 1, dacă nu se ține deocamdată seama de toxicitatea produselor de ardere, uleiul corespunde cel mai puțin din punctul de vedere al comportării la foc. Hidrocarburile clorurate sînt mult mai indicate, fiind practic neinflamabile. Astfel, un fitil

*) Dr. ing. Pavel Buhuș este conferențiar la Institutul politehnic București ; ing. Mihaela Iordache este asistent la același institut, ; ing. Dan Costescu este inginer la ICEMENERG.

îmbibat cu clofen, supus acțiunii flăcării unui bec Bunsen, se carbonizează, fără însă a se aprinde sau a arde cu flacără.

Totuși, după cum se poate remarca din tabelul 1, cea mai bună comportare la foc o prezintă unii izolanți solizi, în special cei siliconici.

Ca urmare a contactului cu aerul, a unor defecțiuni sau chiar în condiții normale de exploatare, în dielectricii lichizi pot apărea gaze mai mult sau mai puțin solubile în lichid. Datorită acestor gaze, presiunea în cuva transformatorului poate să crească foarte mult, devenind chiar capabilă să producă o explozie.

Dacă transformatorul este umplut cu un lichid neinflamabil, această așa-numită „explozie primară" are ca efect eliberarea gazelor și a fumului existent în cuvă. Alte fenomene ulterioare de regulă nu apar, datorită caracterului neexploziv al amestecului gazos rezultat. Dacă însă transformatorul este cu ulei, explozia primară provoacă aprinderea acestuia, ceea ce poate avea ca efect producerea unei puternice „explozii secundare". Transformatoarele uscate nu prezintă pericol de explozie, nici primară, nici secundară.

În tabelul 2 este prezentată o comparație între unele proprietăți ale principalelor tipuri de dielectrici clorurați din categoria askarelilor și ale uleiului mineral folosit în țara noastră.

2.2. *Elemente privind construcția transformatoarelor neinflamabile*

Concepția constructivă a transformatoarelor cu lichide neinflamabile este practic identică cu cea a transformatoarelor în ulei, fiind însă necesară luarea în considerare a două diferențe esențiale :

— densitatea askarelilor este mult mai ridicată decît a apei, iar solubilitatea apei în askarel este redusă (circa 100 ppm la temperatura ambiantă) ; aceasta poate conduce la apariția unei pelicule de apă la suprafața lichidului, care fiind bună conducătoare de electricitate poate să provoace scurtcircuite ;

— askarelii nu sînt compatibili cu o serie de substanțe, ceea ce conduce la necesitatea unei selecții atente a celorlalte materiale folosite în construcția transformatoarelor.

Transformatoarele uscate, în special cele cu izolație solidă, necesită o tehnologie de realizare mai complicată, performanțele transformatorului fiind foarte dependente de calitatea procesului de fabricație.

Puterile uzuale pentru care se realizează transformatoare neinflamabile sînt de ordinul 100—1600 kVA, cu toate că s-au atins și valori mai ridicate, ca, de exemplu 40 000 kVA la tensiuni de 60—132 kV pentru transformatoare cu askareli sau 5000—6000 kVA la 20—30 kV pentru transformatoare izolate cu rășini de turnare [5], [6].

După cum se poate remarca din tabelul 2, densitatea askarelilor este mai mare decît cea corespunzătoare uleiului mineral și, ca urmare, și *masa* transformatorului cu askarel este superioară celei corespunzătoare unui transformator cu ulei, la aceleași performanțe tehnice (fig. 1).

Tabelul 2

Proprietăți / Compoziție		Ulei mineral (STAS 811—72), fracțiuni de ulei selecționat	Askareli de tip [2]: T1 — 60% hexaclordifenil 40% triclorbenzen	T2 — 45% hexaclordifenil 55% tri- sau tetraclorbenzen	T3 — 100% triclordifenil	T4 — 70% pentaclordifenil 30% triclorbenzen
Culoare	—	—	⩽150	⩽150	⩽50	⩽150
Aspect	—	Limpede, fără suspensii				
Densitatea la 20°C	g/cm³	0,890	1,555—1,565	1,557—1,567	1,380—1,400	1,502—1,524
Viscozitatea cinematică la 20°C	cSt	30	⩽24	⩽13	⩽75	⩽32
Punct de inflamabilitate	$°C_{min}$	140	Nu se atinge pînă la temperatura de fierbere			
Punct de congelare	$°C_{max}$	—40	—33	—40	—18	—30
Aciditate organică	mgKOH/g max	0,03	0,01	0,01	0,01	0,01
Conținutul de apă	părți pe milion		⩽30	⩽30	⩽30	⩽30
Rigiditate dielectrică	kV/cm min.	netratat 120 tratat 200	200	200	200	200
Tangenta unghiului de pierderi la 90°C max. (50 Hz)	—	0,005	⩽0,05	⩽0,05	⩽0,05	⩽0,05

Din figura 1 se poate observa că masa transformatoarelor uscate este mai mică decît cea corespunzătoare altor medii izolante la aceeași putere nominală a transformatorului.

Datorită rigidității dielectrice comparabile, transformatoarele cu askareli au de obicei

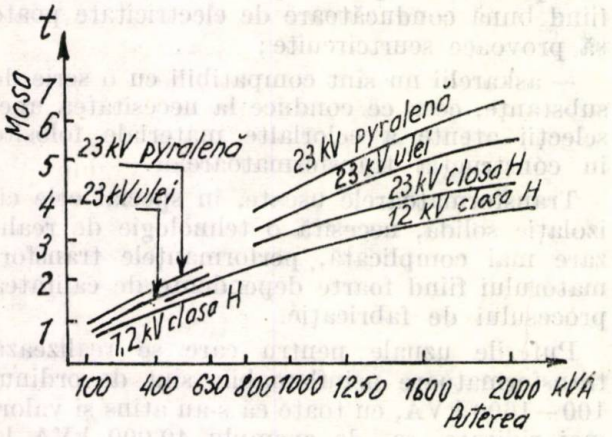


Fig. 1. Comparație între masele transformatoarelor cu diferite medii de izolare [8].

aceleași distanțe de izolație ca pentru ulei. Sub 60 kV tensiune nominală, aceste distanțe pot fi chiar mai mici, datorită unei rigidități dielectrice ceva mai ridicate a askarelilor. Ca urmare, *volumul* transformatoarelor cu ulei sau cu askareli este în general același, spre deosebire de transformatoarele uscate, la care este mai mic (fig. 2).

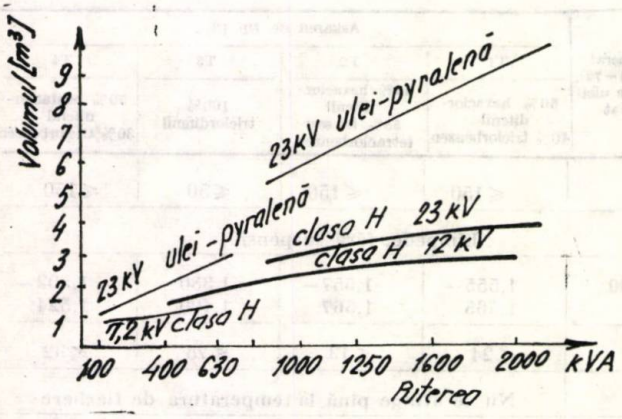


Fig. 2. Comparație între volumele transformatoarelor cu diferite medii de izolare [8].

Viscozitatea dielectricului lichid constituie unul dintre indicatorii cu ajutorul cărora poate fi apreciată *capacitatea de cedare a căldurii*. Din tabelul 2 se constată că viscozitatea askarelilor este de regulă puțin mai mică decît a uleiului, deci cedarea căldurii către mediul ambiant se face în condiții foarte bune. Pentru dimensiuni și încărcări egale, transformatoarele cu askareli funcționează la o temperatură inferioară cu cîteva grade celei corespunzătoare transformatoarelor cu ulei.

Datorită faptului că lichidele neinflamabile pot suporta temperaturi ridicate fără a-și modifica proprietățile (temperatura de oxidare este de peste 1100°C), *capacitatea de supraîncărcare* a transformatoarelor cu askareli este în orice caz comparabilă cu cea corespunzătoare folosirii uleiului.

Cu unele excepții, transformatoarele uscate admit suprasarcini mai mici decît cele cu lichide. Astfel, pentru o temperatură a mediului ambiant de 40°C și o sarcină inițială de 40% din puterea nominală, un transformator uscat suportă o suprasarcină de 20% timp de 1 oră [8], în timp ce un transformator cu ulei sau piralenă poate fi supraîncărcat cu 26% [3].

Totuși, prin folosirea, de exemplu, a izolației siliconice, transformatoarele uscate devin capabile să funcționeze la temperaturi de 155—180°C. În felul acesta, posibilitățile de supraîncărcare cresc simțitor, ajungînd, de exemplu, la 50% într-o oră [1].

2.3. *Poluarea mediului ambiant*

Toți dielectricii lichizi de proveniență minerală sau sintetică, precum și vaporii lor pot constitui o *sursă de poluare* a mediului ambiant și sînt *toxici pentru om*. Gradul de manifestare a acestei influențe toxice depinde în principal de următoarele aspecte:

— natura chimică a lichidului dielectric;

— concentrația;

— căile prin care se acționează asupra organismelor vii (ingerare orală, de exemplu în amestec cu apa sau prin alimente, inspirare, acțiuni asupra epidermei etc.).

Dielectricii pe bază de difenili clorurați, fiind foarte puțin solubili în apă, dar miscibili în substanțe grase, au fost detectați în țesuturile adipoase ale viețuitoarelor acvatice [2]. Cît privește poluarea prin emanații gazoase, aceasta poate avea loc prin simplă vaporizare a substanței sau în caz de descompunere la temperaturile foarte ridicate datorită arcului electric.

Atît dielectricii clorurați cît și vaporii lor sînt toxici.

Totuși, după unele informații, gazele rezultate în urma descompunerii askarelilor sub acțiunea arcului electric nu sînt periculoase ca toxicitate, fiind eventual doar dezagreabile.

Toxicitatea askarelilor este comparabilă cu a majorității solvenților pe bază de clor și relativ apropiată de a altor substanțe chimice folosite pe scară largă în industrie (tabelul 3) [2].

În ceea ce privește conținutul maxim de vapori de policlordifenili admis în aer, valorile adoptate de unele norme sînt următoarele [2]:

S.U.A. — triclordifenil 1 mg/m³;
— pentaclordifenil 0,5 mg/m;
U.R.S.S. — policlordifenil 1 mg/m³.

Tabelul 3

Substanțe	Doza letală determinată pe șoareci (mg/kg)
Askareli	
— triclordifenil (42% clor)	8 650
— pentaclordifenil (54% clor)	11 900
Alte substanțe	
— tricloretilenă	5 200
— 111 tricloretan	
masculi	12 300
femele	10 300
— acetonă	9 750
— alcool metilic	12 880

În vederea micșorării riscului de contaminare a mediului ambiant trebuie luate o serie de măsuri de stocare corespunzătoare sau de distrugere prin incinerare a rezidurilor cu urme de askareli. De asemenea, trebuie prevăzute o serie de măsuri în vederea evitării răspîndirii lichidului sau a acumulării unei cantități de vapori peste nivelul admis de norme. Aceasta se poate realiza relativ simplu, prin prevederea unor cuve etanșe, a unor praguri în posturi pentru eventuale rețineri ale lichidului în caz de defecțiune, printr-o ventilare corespunzătoare etc.

Personalul care vine în contact direct și permanent cu askarelii trebuie astfel selecționat încît să nu prezinte sensibilități ale pielii sau ale căilor respiratorii și trebuie să respecte normele de protecție a muncii specifice dielectricilor clorurați.

Aceste probleme nu apar în cazul transformatoarelor uscate care pot fi instalate în orice poziție și nu necesită nici un fel de măsuri de protecție speciale, deoarece nu conțin și nu pot da naștere la substanțe toxice.

Un aspect, de asemenea foarte important, îl constituie *poluarea fonică*. Din acest punct de vedere transformatoarele uscate sînt întrucîtva inferioare celor cu lichide, nivelul lor de zgomot în timpul funcționării fiind cu circa 5—10 dB mai ridicat.

2.4. *Condiții de instalare și întreținere pentru transformatoarele neinflamabile*

Deoarece *transformatoarele cu lichide neinflamabile* nu diferă ca volum ocupat de cele cu ulei, nu apar probleme deosebite din acest punct de vedere la instalare. Deși masa transformatoarelor cu askareli este mai mare, de obicei nu rezultă ca necesară o consolidare suplimentară a fundațiilor.

Datorită neinflamabilității askarelilor, se poate renunța, de regulă, la pereții antifoc și la celelalte măsuri de pază contra incendiilor, care trebuie luate în cazul construcției posturilor cu transformatoare în ulei.

Pentru a se evita o eventuală răspîndire a dielectricului lichid în mediul ambiant în caz de avarie la transformator, se recomandă folosirea unor dușumele impenetrabile și prevederea unui prag de reținere a askarelului, realizat de exemplu cu ajutorul a 1—2 cărămizi, fie la intrarea în post, fie împrejurul locului de instalare. În cazul unităților cu askarel de peste 630 kVA devine indicată prevederea unei gropi de colectare a lichidului.

Tot în vederea evitării unei poluări, de data aceasta prin degajare de vapori, este bine să se prevadă o ventilație cu aspirație și refulare și să se evite deschiderea cuvelor aflate la o temperatură ridicată (peste 50—60°C). În absența ventilației, se pot folosi diverse substanțe ca adsorbanți de acid clorhidric gazos. Există însă o serie de aprecieri conform cărora aceste accesorii și-ar dovedi destul de rar utilitatea, considerîndu-se că avariile cu degajare de gaze spre exterior sînt cu totul excepționale, pentru aceasta fiind necesari curenți importanți de scurtcircuit și o temporizare excesivă a protecției.

Datorită faptului că lichidele neinflamabile nu se oxidează și nu-și modifică aproape deloc proprietățile în timp, la transformatoarele cu askareli întreținerea se simplifică mult față de cele cu ulei.

Difenilii clorurați sînt puțin higroscopici, totuși există pericolul formării unei pelicule de apă la suprafața lichidului și dacă, dintr-o cauză oarecare, nivelul lichidului în transformator scade, se poate produce un scurtcircuit între borne. De aceea trebuie controlat periodic nivelul lichidului, precum și eficiența uscătorului de aer cu care sînt prevăzute unele transformatoare.

Supravegherea transformatorului se face de obicei prin prelevare de probe și analizarea acestora. Se consideră că în exploatarea normală este suficient un control prin prelevare o dată la cinci ani [6].

Lichidele neinflamabile trebuie regenerate doar în cazurile în care caracteristicile electrice s-au înrăutățit. Pentru regenerarea askarelilor se poate folosi în general același aparataj ca și pentru regenerarea uleiului, cu condiția ca materialele din care acesta este realizat să fie compatibile cu dielectricii clorurați.

Totuși, avînd în vedere pericolul potențial pe care îl poate prezenta toxicitatea askarelilor, problema formării personalului de exploatare considerăm că reprezintă unul din factorii de

care trebuie să se ţină seama în aprecierea oportunităţii de utilizare a transformatoarelor cu askareli.

Transformatoarele uscate, datorită volumului şi masei mai reduse decît la cele cu lichide, precum şi datorită absenţei lichidului, prezintă avantaje considerabile la instalare.

În cazul transformatoarelor uscate practic nu se pun probleme de întreţinere.

3. Consideraţii privind economicitatea folosirii transformatoarelor cu askareli în condiţiile ţării noastre [8]

Studiul din punct de vedere economic a fost efectuat în următoarele situaţii, considerate a fi mai reprezentative :

A — mutarea în mijlocul unei hale industriale a unui post amplasat excentric în cazul folosirii uleiului ;

B — înlocuirea unui post cu ulei, amplasat excentric, prin cîteva posturi diseminate în interiorul unei hale industriale (divizarea puterii) ;

C — mutarea unui post comunal centric într-o clădire publică alăturată ;

D — divizarea unui post comunal centric în cîteva clădiri publice.

Pentru a putea face aprecieri cu privire la economicitatea utilizării transformatoarelor neinflamabile în condiţiile din ţara noastră, în cele ce urmează se vor avea în vedere investiţiile, cheltuielile de exploatare şi daunele de continuitate şi calitate în raport cu cele corespunzătoare folosirii transformatoarelor cu ulei.

3.1. *Aprecieri cu privire la investiţii*

a) *Investiţia în transformatoarele cu askarel* este mai ridicată. Acest surplus de investiţie se datoreşte în primul rînd folosirii unui mediu de izolaţie neinflamabil, care este mai scump decît uleiul. În al doilea rînd, dacă puterea instalată este divizată într-un număr mai mare de posturi de transformare de putere mai mică, costul unui kVA instalat creşte.

Considerînd în cele ce urmează că lichidul neinflamabil este format din aroclor importat şi triclorbenzen produs în ţară, fiecare în proporţie de 50 %, creşterea investiţiei specifice în unitatea cu askarel faţă de aceeaşi unitate cu ulei a rezultat în mod estimativ de 25 %.

b) *Investiţia în celule* creşte numai în cazul divizării puterii instalate într-un număr mai mare de unităţi.

c) *Investiţia în partea de construcţii* poate rămîne constantă sau chiar să scadă în cazul unei simple mutări fără divizarea puterii. În cazul divizării în mai multe unităţi, cheltuielile cu partea de construcţii devin comparabile cu cele din cazul postului cu ulei.

d) *Investiţia în reţeaua de cabluri*, în cazul mutării fără divizarea puterii, rezultă mai mică, deoarece costul cablului de înaltă tensiune este ceva mai redus faţă de cel al cablului de joasă tensiune.

Cu excepţia unor distribuţii comunale foarte extinse, diferenţele de investiţii în cabluri au o pondere mult mai scăzută decît cele din cazul transformatoarelor şi al celulelor.

Investiţiile totale în cazul mutării fără divizarea puterii rezultă de obicei comparabile. În cazul în care se adoptă şi divizarea puterii instalate, rezultă totdeauna surplusuri de investiţii care pot fi de ordinul mai multor zeci de procente.

2.2. *Cheltuieli anuale datorită pierderilor de energie*

a) *Pierderile în transformatoarele* cu askarel sau ulei de aceeaşi putere sînt de regulă aceleaşi. În cazul divizării puterii instalate într-un număr mai mare de transformatoare cu askarel de putere mai mică, pierderile specifice cresc şi odată cu aceasta şi cheltuielile anuale.

b) *Pierderile în reţea sînt totdeauna mai mici*, prin faptul că se înlocuieşte parţial transportul la joasă tensiune prin transport la înaltă tensiune. Acest avantaj creşte odată cu mărirea numărului de posturi diseminate şi în cazul în care consumatorii sînt mai dispersaţi,

Pierderile totale de energie rezultă minime în cazul divizării puterii instalate în transformatoare, cu condiţia ca această divizare să nu depăşească o anumită limită de la care surplusul de pierderi în transformatoare poate să prevaleze economia prin reducerea pierderilor în reţea.

Asupra rezultatului estimărilor economice o influenţă importantă o are preţul specific al pierderilor.

Menţionăm că începînd din anul 1976 costul specific al pierderilor în instalaţiile sub 1000 V a fost ridicat la valoarea 0,88 lei/kWh [9], ceea ce favorizează în mod substanţial soluţiile cu transformatoare neinflamabile.

3.3. *Daunele anuale datorită căderilor de tensiune*

Indicat a fi luate în considerare în cazul consumatorilor industriali, aceste daune scad mai mult în cazul divizării, precum şi al unui număr mai ridicat de schimburi şi de ore de utilizare a puterii instalate. În condiţiile ţării noastre, dauna specifică se consideră că ar varia în intervalul $(2 \ldots 7)\,10^{-3}$ lei/%·kWh [7]. Chiar şi în cazul adoptării unei valori apropiate de limita inferioară, avantajele economice estimate rezultă comparabile cu cele datorită reducerii pierderilor de energie.

3.4. *Dauna anuală de reparaţii (fiabilitate)*

În cazul transformatoarelor cu askarel, această componentă poate fi considerată practic nulă dacă pentru frecvenţa anuală de defectare se acceptă valoarea de 0,2 %, indicată de Edison Institute. În această ipoteză — care pare totuşi

cam optimistă — și avînd în vedere că în cazul transformatoarelor noastre cu ulei frecvența anuală de defectare este de 2%, avantajul economic corespunzător capătă o pondere care nu poate fi neglijată, chiar dacă mărimea ei variază de la caz la caz.

3.5. *Cheltuielile anuale de întreținere*

sînt mai mici, dar ponderea acestui avantaj o considerăm mai puțin importantă.

3.6. *Aprecieri privind analiza economică efectuată*

În tabelul 4 sînt prezentate cîteva dintre rezultatele obținute pe baza unor exemple mai reprezentative în privința înlocuirii uleiului cu askarel. După cum se poate observa, divizarea puterii în mai multe transformatoare cu askarel

Simpla mutare a unui post excentric în centrul de greutate al consumatorilor unei hale industriale (cazul A), dintre eventualitățile studiate, a rezultat ca fiind una dintre posibilitățile mai avantajoase de folosire a transformatoarelor cu askarel. Cu toate că nu sînt de așteptat economii importante, se pare că avantajul procentual față de ulei este mai puțin sensibil la modificarea condițiilor locale, iar investițiile necesare ar rezulta de obicei comparabile.

Mutarea unui post comunal centric într-o clădire publică apropiată (cazul C) este de așteptat să nu influențeze sensibil nici investițiile și nici economicitatea globală. În acest fel însă ar rezulta posibilitatea de a se rezolva în proporție de masă, și uneori chiar cu mici avantaje economice, una dintre vechile probleme ale esteticii noastre urbanistice.

Tabelul 4

Elemente care pot condiționa oportunitatea economică		Hală industrială			Distribuție comunală		
		Trafo cu ulei 1 × 630 kVA	Trafo cu askarel		Trafo cu ulei 1 × 630 kVA	Trafo cu askarel	
			Caz A 1 × 630 kVA	Caz B 3 × 250 kVA		Caz C 1 × 630 kVA	Caz D 1 × 160 kVA
Investiții (mii lei)	Transformatoare	65	81	123	65	81	110
	Celule post trafo	20	20	60	20	20	80
	Celule punct alimentare	42	42	42	42	42	56
	Parte de construcții	27	9	22,6	27	9	30
	Cablu 10 kV	4,7	7,52	14,1	20,68	22,56	37,6
	Cablu 0,4 kV	8,6	6,45	—	25,8	25,8	—
	Total	167,5	165,97	261,6	200,48	200,36	313,6
Pierderi (kWh/an)	În transformatoare	35 100	35 100	45 300	20 200	20 200	36 100
	În rețea de 0,4 kV	16 000	12 200	—	14 100	14 200	
	Total	51 500	47 300	45 300	34 300	34 400	36 100
Cheltuieli anuale de exploatare (mii lei)	Cost pierderi anuale de energie	45,32	41,62	39,86	30,18	30,27	31,77
	Daune de reparații	1,3	—	—	1,3	—	—
	Daune de tensiune	7,8	5,8	—	—	—	—
	Total	54,42	47,42	39,86	31,48	30,27	31,77
Cheltuieli totale actualizate [9]	mii lei	847,55	758,72	760	594	578,7	710,72
	procente	100	89,5	89,7	100	97,4	120

diseminate în clădiri publice (cazul D) se conturează a nu fi justificată din punct de vedere economic în condițiile noastre. În cazul fracționării posturilor comunale, surplusul de investiții și cheltuieli datorită pierderilor în transformatoare de obicei ar depăși economiile ce s-ar putea obține prin reducerea pierderilor în porțiuni ale unei categorii de rețele care se caracterizează prin valori reduse ale timpului de pierderi.

În cazul posturilor industriale (cazul B) divizarea puterii transformatoarelor cu askarel poate să rezulte puțin mai avantajoasă numai dacă se ia în considerare și valoarea daunei datorită căderilor de tensiune.

Concluzii

1. Avînd în vedere pericolul potențial ecologic și lipsa unor avantaje tehnice și economice concludente, nu considerăm oportună trecerea la folosirea pe scară largă a transformatoarelor cu askareli în condițiile țării noastre.

2. Mai promițătoare a rezultat soluția folosirii transformatoarelor cu izolația în rășini turnate, cu toate că prețul acestora depășește de obicei cu peste 50% pe cel al transformatoarelor cu ulei. Pentru ca o astfel de soluție să poată fi competitivă, considerăm însă că mai

trebuie avute în vedere, în special, două condiții :

— o tehnologie de realizare care să asigure o frecvență de defectare în exploatare cît mai scăzută ; menționăm că într-o statistică publicată de Edison Institute se citează o valoare anuală de 7 % ;

— un nivel de pierderi suficient de coborît, care să asigure compensarea surplusului de investiții.

În aceste condiții transformatoarele uscate pot asigura pătrunderea posturilor de transformare pe palier de bloc și în diverse puncte ale halelor de fabricație, devenind justificată din punct de vedere economic realizarea racordului adînc la medie tensiune.

Bibliografie

[1] Falconnet, P. *Le comportement au feu des câbles et des transformateurs.* În : Revue Générale de l'Electricité, vol. 83, nr. 5, mai 1974, p. 305—310.

[2] * * * *Propriétés des Askarels et recommandations pour leur emploi dans les appareillages électriques.* CIGRE, Comité d'études nr. 15, Groupe de travail 02, 1974.

[3] * * * *Transformateurs de distribution 25—630 kVA.* C.E.M., martie 1973.

[4] Pfeiffer, P. *Über die wirtschaftliche Isolationsabstufung bei Giessharz-Trockentransformatoren mit Aluminiumfolienwicklungen.* În : Technische Mitteilungen A.E.G. — Telefunken, nr. 2, 1969, p. 150—152.

[5] Șahnovici, M. I. *Sinteticeskie jidkosti dlea elektriceskih apparatov.* Moscova, Energhiia, 1972.

[6] * * * *Pyralène. Prodelec Notice.* P11, TG1, 2, 3, TS 1, 2, 3, 4.

[7] Poeată, A. I. ș. a. *Contribuții la întocmirea și completarea modelului matematic pentru calculul siguranței optime în alimentarea cu energie electrică.* Comunicare publicată cu prilejul Consfătuirii privind siguranța în alimentarea cu energie electrică și căldură a marilor consumatori industriali, Galați, octombrie 1970.

[8] Buhuș, P. ș. a. *Transformatoare cu lichide neinflamabile. Studiu privind utilizarea pe plan mondial și oportunitatea de folosire în condițiile țării noastre.* I.P.B., 1975.

[9] M.E.E. — PE 011/1975 — *Normativ privind calculul comparativ tehnico-economic la instalațiile de producere, transport și distribuție a energiei electrice.* București, 1976.

(Articol intrat în redacție la 22 aprilie 1976)

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția : București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon : 16 65 60. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale : lei 30 anual. Prețul unui exemplar : 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 1461

41 401

СОДЕР АНИЕ

ДК 621.039.5:620.91:614.7

Рую, А.: **Развитие неусловных источников для производства электроэнергии и его столкновение с окружающей средой**

Energetica 24 (1976), № 9, стр. 301–306

ДК 621.311.2:621.039:621.313.12

Поп, М.Г.М., Урсу, Ек. и *Маня, Д.:* **Кратность циркуляции—важный критерий при проектировании вертикальных парогенераторов**

Обсуждаются нынешние тенденции в строительстве парогенераторов ядерных электростанций. Авторы указывают на снижение величины кратности циркуляции при переходе к большим мощностям. В статье указывается также на наличие связи между упомянутой тенденцией и переходом к строительству парогенераторов с принудительной циркуляцией воды.

Energetica 24 (1976), № 9, стр. 307–309

ДК 621.039.646: 621.9:662.66

Михэеску, Л., Касаш, Б. и *Михэеску, Т.:* **Работа молотковых мельниц при размоле лигнитов. Результаты опытов, проведенных на ТЭС Дойчешть**

Авторы описывают методологию расчета молотковых мельниц и приводят их главные характеристики. В статье подчеркиваются особенности молотковых мельниц в свете результатов, проведенных на ТЭС Дойчешть опытов.

Energetica 24(1976), № 9, стр. 310–317

ДК 621.316.1: 614.7

Георгиу, И.: **К вопросу о влиянии загрязнения на качество электроизоляции. Новые решения в области повышения надежности работы электрических сетей в загрязненной среде**

Energetica 24(1676) № 9, стр. 318–324

ДК 621.313.333(083.57)

Суфлецел, Н., Ивас, Д. и *Илинка, М.:* **Номограммы для предварительного определения параметров питающих устройств для асинхронных электромоторов**

Energetica 24(1976), № 9, стр. 325–328

ДК 621.3.078: 62–74+62–52

Георге, О. и *Штефэнеску, В. З.:* **Особенности защитных и автоматизированных установок сетей, на которых функционируют гидрогенераторы типа бульб**

Energetica 24(1976, № 9, стр. 329–335

ДК 621.313.333:621.316.7

Ковар, Е.: **Расчет напряжении на шинах при одновременном самозапуске электромоторов, подключенным к станциям, питаемым каскадообразно**

Energetica 24(1976), № 9, стр. 335–339

ДК 621.314

Бухуш, П., Йордаке, М. и *Костеску, Д.:* **Целесообразность употребления в нашей стране невоспламеняемых трансформаторов**

Анализуется целесообразность замены классических трансформаторов с минеральным маслом трансформаторам с синтетическими невоспламеняемыми диэлектриками (аскарели) или сухими трансформаторами вставленные в синтетическую смолу.

Energetica 24 (1976), № 9, стр. 340–346

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.039.5: 620.91: 614.7

Ruiu, A.: **Die Entwicklung neuartiger Quellen zur Erzeugung elektrischer Energie und ihr Einfluss auf die Umwelt**

Energetica 24 (1976), H. 9, S. 301–306

DK 621.311.2:621.039: 621.313.12

Pop M.GM., Ursu, Ec. und *Manea, D.:* **Der Umwälzungskoeffizient — ein wichtiges Kriterium bei der Auslegung senkrechter Dampfkessel für Kernkraftwerke**

Es wird zuerst die heutige Tendenz im Bau der Dampferzeuger für den Einsatz in den Kernkraftwerken erwähnt, indem die Feststellung gemacht wird, dass mit der Leistungszunahme der Dampferzeuger der Umwählzungskoeffizient abnimmt. Der Beitrag unterstreicht den Zusammenhang zwischen dieser Tendenz und dem Übergang zum Bau von Zwangsdurchlaufkesseln.

Energetica 24 (1976), H. 9, S. 307–309

DK 621.039.646: 621.9:662.66

Mihăescu, L., Casaș, B. und *Mihăescu, T.:* **Verhalten der Hammermühlen beim Vermahlen verschiedener Lignitsorten. Erfahrungen mit den Kohlenmühlen vom Kraftwerk Doicești**

Im Beitrag wird die Berechnungsmethodologie für die Hammermühlen sowie die wichtigsten Eigenschaften dieser Mühlen behandelt. Die Besonderheiten der Hammermühlen werden im Lichte der im Kraftwerk Doicești gewonnenen Versuchsergebnisse hervorgehoben.

Energetica, 24 (1976), H. 9, S. 310–317

DK 621.316.1: 614.7

Gheorghiu, I.: **Zur Frage des Einflusses von Verschmutzungsstoffen auf die elektrische Isolation**

Der Beitrag zeigt neue Lösungen zur Steigerung der Betriebssicherheit der in Verschmutzungszonen bestehend elektrischen Versorgungsnetze

Energetica 24 (1976), H. 9, S. 318–324

DK 621.313.333(083.57)

Sufleţel, N., Ivas, D. und *Ilinca, M.:* **Nomogramme zur Vorherbestimmung der Parameter der Speiseeinrichtungen für Asynchronmotoren**

Energetica 24 (1976), H. 9, S. 325–328

DK 621.3.073: 62–74 + 62–52

Gheorghe, O. und *Ştefănescu, V. Z.:* **Besonderheiten der Schutz- und Automatisierungsanlagen der durch Bulbturbinen-Wasserkraftgeneratoren gespeisten Netze**

Energetica 24 (1976), H. 7, S. 329–335

DK 621.313.333:631.316.7

Covar, E.: **Berechnung der Schienenspannung beim gleichzeitigen Selbststart von Elektromotoren, die an kaskadenartig gespeisten Stationen verbunden sind**

Energetica 24 (1976), H. 9, S. 335–339

DK 621.314

Buhuș, P., Iordache, M. und *Costescu, D.:* **Zweckmässigkeit des Einsatzes von unentzündbaren Transformatoren in unserem Lande**

Die Frage der Zweckmässigkeit einer Ersetzung herkömmlicher mineralölisolierter Transformatoren mit kunstharzisolierten unentzündbaren, oder mit trockenen kunstharzeingegossenen Transformatoren wird unter Berücksichtigung der in unserem Lande vorherrschenden Bedingungen erörtert.

Energetica 24 (1976), H. 9, S. 340–346

SOMMAIRE

CD 021.039.5:620.91:614.7

Ruiu, A. : **Développement des sources non-conventionnelles pour la production de l'énergie électrique et l'impact sur l'environnement**

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 301–306

CD 621.311.2:621.039:621.313.12

Pop, M.G.M., Ursu, Ec. et *Manea, D.* : **Le multiple de circulation — un important critère pour la conception des générateurs de vapeur verticaux à circulation naturelle dans les centrales nucléaires**

Les auteurs présentent les tendances actuelles dans la construction des générateurs de vapeur pour les centrales nucléaires, en soulignant le fait qu'au passage vers les grandes puissances leur multiple de circulation diminue. L'article relie cette tendance au passage vers la construction de générateurs de vapeur à pénétration forcée.

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 307–309

CD 621.039.646:621.9:662.66

Mihăescu, L., Casaş, B. et *Mihăescu, T.* : **Fonctionnement des moulins à marteaux dans le broyage du lignite. Applications aux moulins de la Centrale thermique Doiceşti**

On présente la méthodologie de calcul pour les moulins à marteaux et leurs principales caractéristiques. On met en évidence les traits spécifiques des moulins à marteaux, à base des essais effectués à la Centrale thermique Doiceşti.

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 310–317

CD 621.316.1:614.7

Gheorghiu, I. : **Contributions à l'étude des effets de la pollution sur l'isolation électrique. Nouvelles solutions pour l'accroissement de la fiabilité des réseaux électriques placés en milieux pollués**

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 318–324

CD 621.313.333(083.57)

Sufleţel, N., Ivas, D. et *Ilinca, M.* : **Nomogrammes pour le pré-dimensionnement de l'alimentation avec énergie électrique des moteurs asynchrones**

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 325–328

CD 621.3.078 ; 62–74+62–52

Gheorhge, O. et *Ştefănescu, V. Z.* : **Particularités des installations de protection et automatisation afférentes aux réseaux où débitent les groupes bulbes**

Energetica 24 (1976), no. 7, p. 329–335

CD 621.313.333:621.316.7

Covar, E. : **Calcul des tensions sur les barres au moment de l'autodémarrage simultané des moteurs électriques raccordés au postes alimentés en cascade**

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 335–339

CD 621.314

Buhuş, P., Iordache, M. et *Costescu, D.* : **Opportunité de l'utilisation en Roumanie des transformateurs non-inflammables**

On analyse l'opportunité de remplacer les transformateurs classiques à l'huile minérale par des transformateurs à diélectriques synthétiques non-inflammables ou par des transformateurs en résines synthétiques.

Energetica 24 (1976), no. 9, p. 340–346

CONTENTS

DC 621.039.5:620.91.:614.7

Ruiu, A. : **Development of non-conventional energy sources and their environmental impact**

Energetica 24 (1976), nr. 9, p. 301–306

DC 621.311.2:621.039:621.313.12

Pop, M.G.M., Ursu, Ec. and *Manea, D.* : **Circulation multiple — an important criterion in the design of vertical steam generators with natural circulation of nuclear power plants**

Actual trends are presented regarding building of steam generators for nuclear power plants and the fact is underlined that when passing to high powers their circulation multiple is getting smaller. The paper sets out the connection between this tendency and the beginning of building steam generators with forced circulation.

Energetica 24 (1976), nr. 9, p. 307–309

DC 621.039.646:621.9:662.66

Mihăescu, L., Casaş, B. and *Mihăescu, T.* : **Running of hammer mills with lignite grinding. Application to the mills at Doiceşti thermal power plant**

Calculation procedure for hammer mills, as well as main characteristics of those mills are described. The main features of hammer mills are underlined, based on the tests performed at Doiceşti thermal power plant.

Energetica 24 (1976), nr. 9, p. 310–317

DC 621.316.1:614.7

Gheorghiu, I. : **Contributions to the study of pollution effects on electric insulations. New solutions for increasing the reliability of electric networks operating within polluted environments**

Energetica 24 (1976), nr. 9, p. 318–324

DC 621.313.333(083.57)

Sufleţel, N., Ivas, D. and *Ilinca, M.* : **Nomograms for predimensioning of energy supplies for asynchronous motors**

Energetica 24 (1976), nr. 9, p. 325–328

DC 621.3.078;62–74 + 62–52

Gheorghe, O. and *Ştefănescu, V. Z.* : **Pecularities of protection and automation installations of the networks in which bulb hydrogenerators are discharging**

Energetica 24 (1976), nr. 7, p. 329–335

DC 621.313.333:621.316.7

Covar, E. : **Calculation of the tensions on bars at simultaneous selfstart of electric motors connected to self-fed substations**

Energetica 24(1976), nr. 9, p. 335–339

DC 621.314

Buhuş, P., Iordache, M. and *Costescu, D.* : **Desirability of using uninflammable transformers in Romania**

The desirability to replace the classical oil transformers by synthetical dielectric uninflammable transformers (askareli) or by dry synthetic resin cast transformers in our country is analysed.

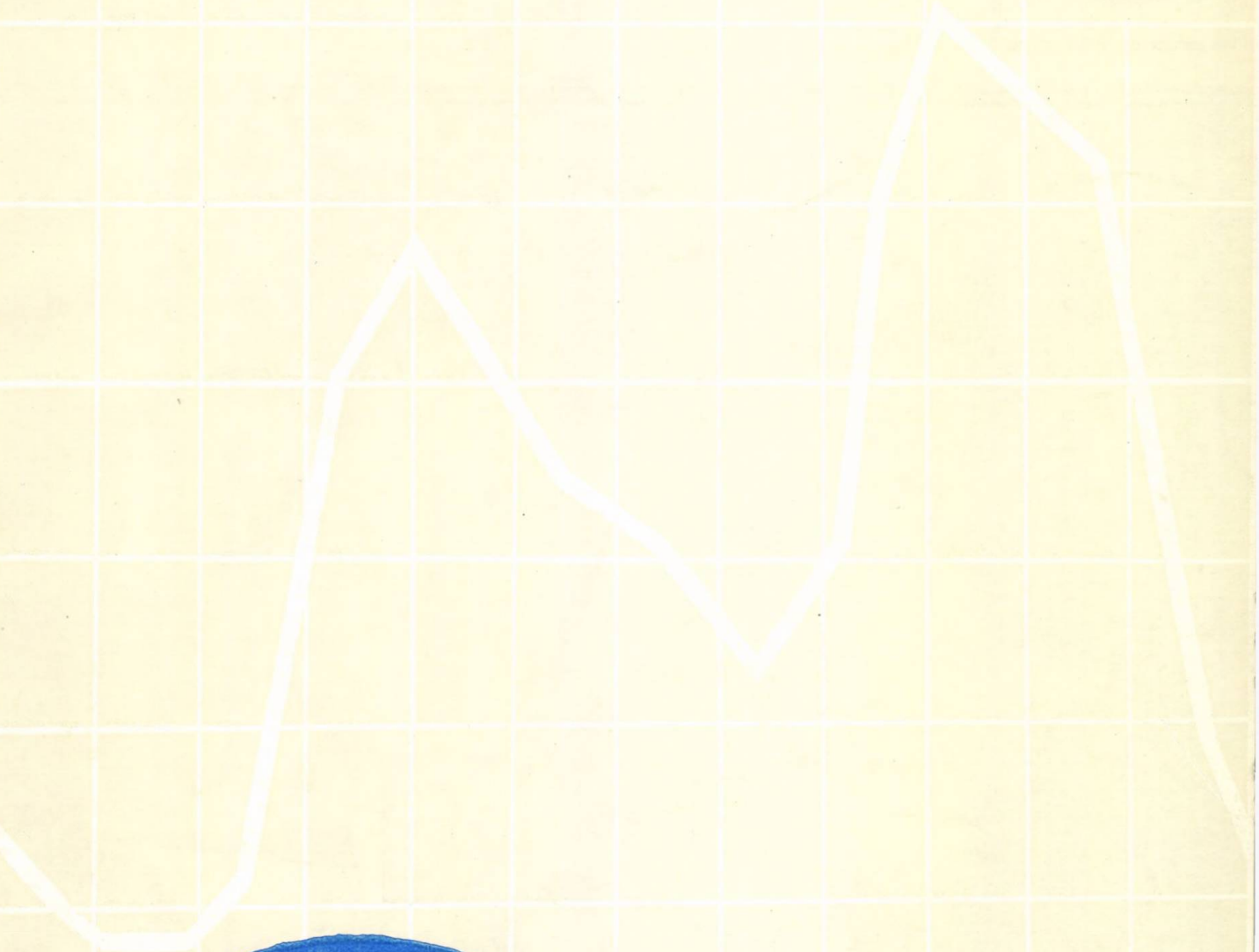
Energetica 24 (1976), nr. 9, p. 340–346

1977 MAR 18

E 2039

MW

10



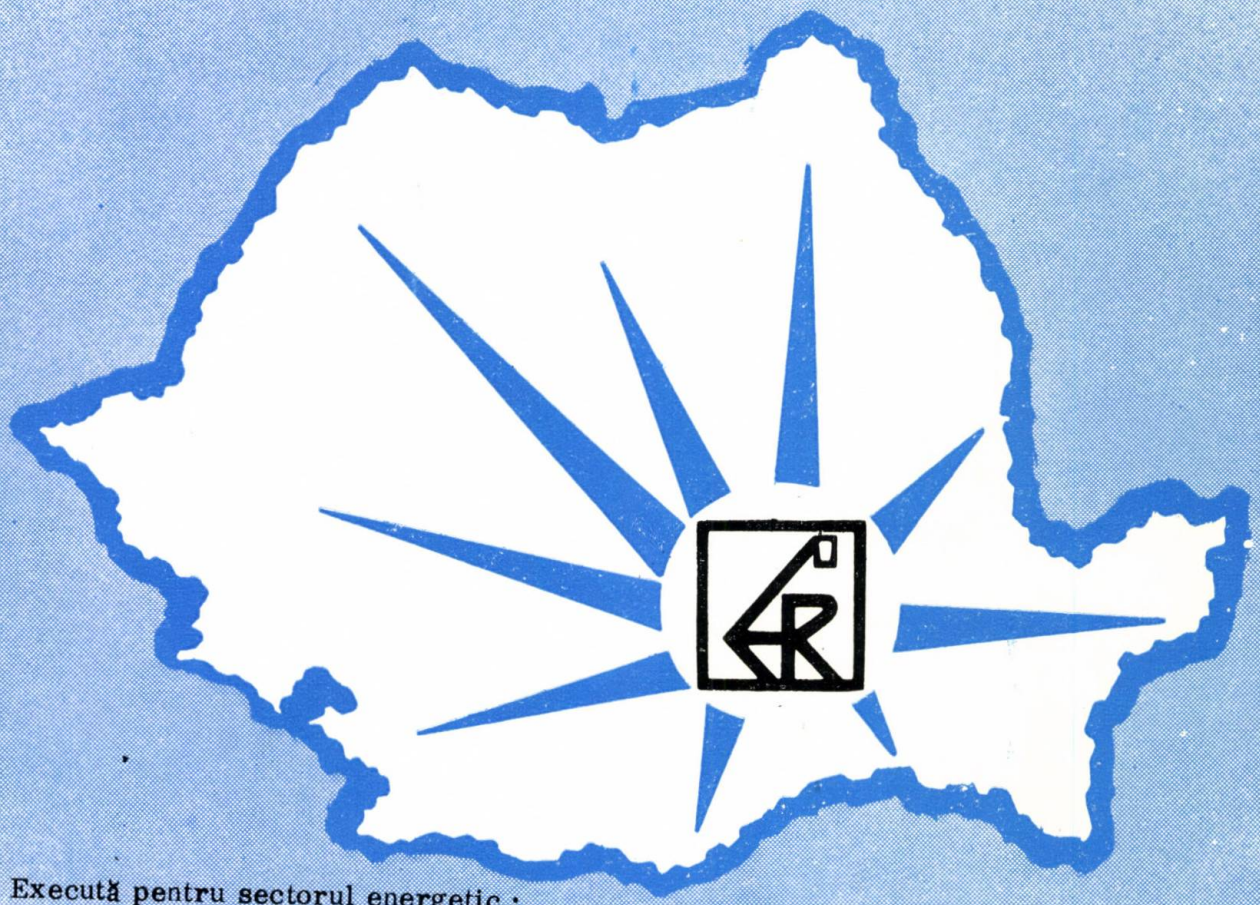
energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREȘTI OCTOMBRIE 1976

0 6 12 18 24

I.I.S. ENERGOREPARAȚII

București, Bd. Energeticienilor nr. 2, Sectorul 4
Telefon : 22.50.89



Execută pentru sectorul energetic :

Confecţii de dispozitive, mecanisme, utilaje şi agregate, destinate mecanizării muncii din activitatea de construcţii-montaj şi de producere şi distribuţie a energiei electrice.

Confecţii de utilaje, părţi de utilaje sau subansamble necesare lucrărilor noi din sectorul energetic (pompe de combustibil, pompe de injectat ciment, acţionării pneumatice cu ventile, batardouri, grătare pentru stavile etc.).

Reparaţii la : turbine cu aburi, turbine hidraulice, generatoare electrice, compresoare, motoare electrice, motoare Diesel stabile.

Confecţii de piese de schimb pentru : turbine cu abur şi hidraulice, cazane de abur, instalaţii pentru pregătirea şi transportul combustibilului, motoare cu ardere internă şi compresoare, instalaţii şi utilaje specifice activităţii de construcţii-montaj din centrale (pompe, ventilatoare, vane etc.).

Acordă asistenţă tehnică în probleme de : vibraţii la agregate şi palete, echilibrări grupuri, analize defectoscopice, metalografice etc.

Efectuează recepţia la furnizori a echipamentelor energetice (turbine pentru centrale termo- şi hidroelectrice, generatoare, cazane, pompe etc.).

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 10 OCTOMBRIE

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS INTÉZET 1883

Cuprinsul

		Pag.
I. Seteanu şi *R. Popa*	**Model analitic de tranzit al viiturilor printr-o cascadă de lacuri de acumulare**	349—355
M.G.M. Pop, D. Manea, Ec. Ursu şi *N. Manea*	**Metodă şi cod de calcul pentru determinarea influenţei regimurilor tranzitorii asupra duratei de viaţă a generatoarelor de abur din CNE**	356—361
W. Goos şi *E. Petriş*	**Teste de performanţă utilizate în aprecierea comportării uleiurilor aditivate de turbină**	361—365
H. Zărnescu şi *I. Ignat*	**Contribuţii la analiza procesului tranzitoriu al maşinii sincrone la variaţii profunde de tensiune care o scot din sincronism**	366—376
N. Chirculescu şi *D. Marinescu*	**Algoritm şi program pentru calculul regimurilor staţionare şi al pierderilor de putere în reţelele radiale de medie tensiune**	377—381
Vl. Nicu	**Aproximarea caracteristicilor de consum ale turbinei cu termoficare funcţionînd după graficul de sarcină termică**	382—384
CRONICĂ		
A. M. Petrescu	**Activitatea desfăşurată de Comitetul pentru studiul disponibilităţii centralelor termoelectrice din cadrul Conferinţei Mondiale a Energiei**	384—386

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 626/628 : 627.8.03 : 621.311

Сетеану, И. и *Попа, Р.:* **Аналитическая модель перехода половодьев через каскады водохранилищ**

Представлена аналитическая модель быстрого определения фактора ослабления и времени запоздания для перехода половодья через каскады водохранилищ. Используя оперативные методы анализа систем, вычисляются основные связи расчета и потом выделяются для гидрографов полиномных и синусоидальных притоков по отношению ко времени.

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 349–355

ДК 621.311.2 : 621.039 : 681.14

Поп, М. Г. М., Манеа, Д., Урсу, Е. и *Манеа, Н.:* **Метод и расчетный код для определения влияния переходных режимов на долговечность парогенераторов В АЭС**

Статья представляет способ концепции и применения расчетного кода ЛИВИЯ-расчетного кода долговечности парогенераторов в ядерных электростанциях, учитывая переходные режимы.

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 356–361

ДК 621.892.098.001.004.15

Гоосс, В. и *Петриш, Е.:* **Тесты достижения, использованные в оценке поведения присадочных турбинных масел**

Даются результаты лабораторного экспериментального изучения, касающиеся концентрации ингибитора окисления и изменения характеристик обообразования пены, дезэмульгирования, и т.д. в несколоськи сортах присадочных турбинных масел, подверженных проверенному процессу окисления.

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 361–365

ДК 621.313.32

Зэрнеску, Х. и *Игнат, И.:* **Вклад в анализы переходного процесса синхронной машины при глубоких изменениях напряжения, выводящих машину из синхронизма**

Представлено несколько вкладов и теоретических соображений касающихся анализов переходного периода синхронной машины на изменения и перебои напряжения, которые выводят машину из синхронного состояния. Эти соображения являются результатом того, что обощение теории привода вдействие синхронными моторами и обширного изучения переходного процесса синхронной машины на ЦВМ, работающей как приме моторном режиме, так и в режиме генератора при самых тяжелых условиях нагрузки.

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 366–376

ДК 621.316.1 : 621.3.027

Киркулеску, Н. и *Маринеску, Д.:* **Алгорифм и программа для вычисления стационарных режимов и потерь мощности в радиальных сетях среднего напряжения**

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 377–381

ДК 621.165 : 543.227

Нику, Вл.: **Аппроксимация характеристик потребления теплофикационной турбины, работающей согласно графику тепловой нагрузки**

Исходя из уравнения теплового баланса между теплотой, введенной в цикл и использованной теплотой, автор устанавливает связь вычисления, применимую в случае турбин, работающих в режиме с противонапряжением, соответственно турбины с регулируемыми отборами и конденсацией, проведенной в режиме с отборами и противонапряжением.

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 382–384

ДК 621.36(082.2)

Петреску, А. М.: **Деятельность, развернутая Комитетом для изучения готовности теплоэлектростанций в рамках Всемирной Конференции по электроэнергии**

Energetica 24 (1976), № 10, стр. 384–286

INHALTSVERZEICHNIS

DK 626/628 : 627.8.03 : 621.311

Seteanu, I. und *Popa, R.:* **Analytisches Modell zum Hochwasserdurchsatz durch eine Speicherseekaskade**

Es wird ein analytisches Verfahren zur schnellen Ermittlung des Dämpfungsfaktors und der Verzörungszeit beim Durchsatz einer Hochwasserwelle durch eine Speicherseekaskade behandelt. Die allgemeinen Berechnungsbeziehungen werden unter Verwendung von Verfahren der Systemanalyse mit anschliessender Applikation zum Einzelfall für polynome und zeitsinusoidale Zuflussgraphen abgeleitet.

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 349–355

DK 621.311.2 : 621.039 : 681.14

Pop, M.G.M., Manea, D., Ursu, Ec. und *Manea, N.:* **Methode und Berechnungskode zur Bestimmung des Einflusses der Übergangszustände auf die Lebensdauer der in Kernkraftwerken eingesetzten Dampferzeuger**

Der Beitrag behandelt die Auslegung und die Verwendungsweise der Berechnungskode „LIVIA" zur Bestimmung der Lebensdauer von Dampferzeugern der Kernkraftwerke unter Berücksichtigung der projektmässigen Übergangszustände.

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 353–361

DK 621.892.098.001.004.15

Gooss, W. und *Petriș, E.:* **Güteversuche zur Einschätzung des Verhaltens von additivierten Turbinenöle**

Die Ergebnisse eines experimentellen Laborstudiums werden angegeben, betrefflich die Konzentrationsverminderung der Oxidationsinhibitoren sowie die Veränderung der Schäumungscharakteristiken usw. einiger Sorten kontrollierbaren Oxidationsprozessen ausgesetzten additivierten Turbinenöle.

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 361–365

DK 621.313.32

Zărnescu, H. und *Ignat, I.:* **Beiträge zur Analyse des Übergangsprozesses der Synchronmaschine bei starken den Synchronlauf störenden Spannungsschwankungen**

Es werden dabei einige theoretischen Aspekte bei der Analyse des Übergangsprozesses der Synchronmaschine bei Schwankung und Unterbrechung der Speisespannung erörtert, wobei die Maschine mit Sicherheit aus dem Synchronismus ausfällt. Diese Betrachtungen gingen als Synthese der Theorie der mit Synchronmotoren bestückten Antrieb und einer umfassenden EDV-Untersuchung des Übergangsprozesses bei der Synchronmaschine hervor, die dabei sowohl als Motor wie auch als Generator unter schwersten Belastungsbedingungen gefahren wurde.

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 366–376

DK 621.316.1 : 621.3.027

Chirculescu, N. und *Marinescu, D.:* **Algorythmus und Programm zur Berechnung stationärer Zustände der Leistungsverluste in den radialen Mittelspannungsnetzen**

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 377–381

DK 621.165 : 543.227

Nicu, Vl.: **Approximation der Verbrauchskennwerte einer nach dem Wärmelastplan fahrenden Heizdampfturbine**

Indem der Autor von der Wärmebilanzgleichung zwischen der in den Arbeitszyklus eingeleiteten und den verwerteten Wärmemengen ausgeht, verwendet er eine Rechenbeziehung, die sowohl bei der Berechung von Gegendruckturbinen als auch bei den Gegendruckfahrweise mit Dampfentnahmen fahrenden Kondensationsturbinen mit regelbaren Entnahmen eingesetzt werden kann.

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 382–384

DK 621.36(082.2)

Petrescu, A.M.: **Zur Tätigkeit des WEK-Komitees zum Studium der in den Wärmekraftwerken bestehenden Verfügbarkeiten**

Energetica 24 (1976), H. 10, S. 384–386

SOMMAIRE

CD 626/628 : 627.8.03 : 621.311

Seteanu, I. et *Popa, R.* : **Modèle analytique de transit des crues à travers une cascade de lacs d'accumulation**

Les auteurs présentent unde méthode analytique pour déterminer rapidement le facteur d'atténuation et du temps de retard pour le transit d'une crue à travers une cascade de lacs d'accumulation. Utilisant les méthodes opérationnelles d'analyse des systèmes, les relations générales de calcul en sont déduites et sont particularisées pour les hydrographes affluents polynomiaux et sinusoidaux par rapport à la durée.

Energetica 24 (1976), no. 10, p 349–355

CD 621.311.2 : 621.039 : 681.14

Pop, M.G.M., Manea, D., Ursu, Ec. et *Manea, N.* : **Méthode et code de calcul pour déterminer l'influence des régimes transitoires sur la durée de vie des générateurs à vapeurs des centrales nucléaires**

L'article présente une modalité de concevoir et d'appliquer le code de calcul LIVIA, code de calcul de la durée de vie de générateurs à vapeurs des centrales nucléaires, prenant en considération les régimes transitoires de projet.

Energetica 24 (1976), no. 10, p. 356–361

CD 621.892.098.001.004.15

Gooss, W. et *Petriş, E.* : **Essais de performance utilisés dans l'examen du comportement des huiles avec additif pour les turbines**

L'article expose les résultats d'une étude en laboratoire expérimentale concernant la baisse de la concentration de l'inhibiteur d'oxydation et la modification des propriétés d'écumage, désémultionnement etc. dans quelques sortes d'huiles avec additif pour les turbines, soumises à un procès contrôlé d'oxydation.

Energetica 24 (1976), no, 10, p. 361–365

CD 621.313.32

Zărnescu, H. et *Ignat, I.* : **Contributions à l'analyse du processus transitoire de la machine synchrone aux variations profondes de tension qui la mettent hors synchronisme**

Les auteurs présentent quelques contributions et considérations théoriques à l'analyse du processus transitoire de la machine synchrone aux variations et interruptions de la tension qui mettent formellement la machine hors synchronisme. Ces considérations ont résulté comme une synthèse de la théorie des commandes par moteurs synchrones et d'une ample étude sur ordinateur du processus transitoire de la machine synchrone, mise tant en régime moteur qu'en régime générateur et sous les conditions les plus difficiles de charge.

Energetica 24 (1976), no. 10, p. 366–376

CD 621.316.1 : 621.3.027

Chirculescu, N. et *Marinescu, D.* : **Algorithme et programme pour le calcul des régimes stationnaires et des pertes de puissance dans les réseaux radiaux moyenne tension**

Energetica 24 (1976), no. 10, p. 377–381

CD 621.165 : 543.227

Nicu, Vl. : **Approximation des caractéristiques de consommation de la turbine fonctionnant d'après le diagramme de charge termique**

Ayant comme point de départ l'équation de la balance thermique entre la chaleur introduite dans le cycle et les chaleurs utilisées, l'auteur établit une relation de calcul qui s'applique au cas des turbines fonctionnant en régime à contre-pression, respectivement turbines à prises réglables et condensation qui sont passées en régime à prises et contre-pression.

Energetica 24 (1976), no. 10, p. 382–384

CD 621.36(082.2)

Petrescu, A.M. : **Activité déployée par le Comité pour l'étude de la disponibilité des centrales thermiques auprès la Conférence Mondiale de l'Energie**

Energetica 24 (1976), no. 10, p. 384–386

CONTENTS

DC 626/628 : 627.8.03 : 621.311

Seteanu, I. and *Popa, R.* : **High-water analytic transit model through a storage lake cascade**

An analytical method for the rapid determination of the damping factor and delay time for the high-water transit through a storage lake cascade is presented. Using operational system analysis methods, the general calculation relations are deduced and then they are applied to polynomial and sinusoidal affluent hydrographs related to the time.

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 349–355

DC 621.311.2 : 621.039 : 681.14

Pop, M.G.M., Manea, D., Ursu, Ec. and *Manea, N.* : **Method and calculation code for the transient state influence determination upon steam generator life in nuclear power plants**

The article presents the conception manner and LIVIA calculation code use, which is a life calculation code for the nuclear power plant steam generators, considering the project transient states.

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 356–361

DC 621.892.098.011.004.14

Gooss, W. and *Petriş, E.* : **Performance tests used in appreciating the turbine additivate oil behaviour**

The results of an experimental laboratory study regarding the oxidation inhibitor decrease concentration and the change of its foaming properties, desemulsification, etc. at some turbine additivate oil sorts exposed to a controlled oxidation process are given.

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 361–365

DC 621.313.32

Zărnescu, H and *Ignat, I.* : **Contributions to the transient process analysis of the synchronous machine at deep voltage oscillations which dissynchronize it**

Some contributions and theoretical considerations to the transient process analysis of the synchronous machine to voltage variations and breakdowns which dissynchronize the machine are presented. These considerations resulted as a synthesis of the synchronous motor governing theory and of a vast computer study of the synchronous transient process, a synthesis applied in motor state as well as in generator state in most difficult load conditions.

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 366–376

DC 621.316.1 : 621.3.027

Chirculescu, N. and *Marinescu, D.* : **Algorithm and calculation program for the steady states and losses in radial medium voltage networks**

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 377–381

DC 621.165 : 543.227

Nicu, Vl. : **Approximation of the turbine consumption characteristics operating according to the thermal load graph**

Starting from the thermal balance equation between the heat introduced in the cycle and the utilised heat, the author sets up a calculation relation applicable in the case of turbines working in counterpressure state i.e. controllable intake turbines and condensers in intake and conterpressure state

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 382–384

DC 621.36(082.2)

Petrescu, A.M. : **The activity of the Thermal Power Plant Availability Study Committee of the World Energy Conference**

Energetica 24 (1976), nr. 10, p. 384–386

Model analitic de tranzit al viiturilor printr-o cascadă de lacuri de acumulare

Dr. ing. **I. Seteanu**
și ing. **R. Popa***)

Una dintre problemele actuale ale gospodăririi resurselor de apă în scopul exploatării eficiente a potențialului hidroenergetic o constituie regularizarea stocului de apă disponibil. Exploatarea optimă a sistemelor de lacuri în cascadă avînd centrale hidroelectrice asociate prezintă un deosebit interes pentru condițiile țării noastre, caracterizate de existența în cadrul sistemului hidroenergetic național a numeroase cascade de CHE (Bistrița, Olt, Argeș etc.). Pentru situațiile de exploatare normală, adoptînd un criteriu de apreciere valorică a stocului de apă turbinat, se poate defini o funcție-obiectiv, care este maximizată în condiții restrictive impuse de funcționarea corectă a lacurilor, de necesitățile energetice și de cerințele folosințelor neenergetice ale sistemului. Se obține astfel planul optim de exploatare a sistemului cascadă în cadrul graficului de sarcină [1].

În situațiile de ape mari, condițiile de exploatare a sistemelor de centrale în cascadă cu lacuri asociate sînt impuse de necesitatea ca tranzitarea undei de viitură către aval să se efectueze fără amplificarea debitului maxim al hidrografului afluent, iar nivelele suprafețelor libere ale lacurilor la sfîrșitul perioadei de viitură să se mențină în limitele nivelelor de retenție normală. Dacă debitul maxim al undei de viitură nu atinge valori prea mari (de exemplu debitul cu asigurarea 1%), principiile exploatării raționale a lacurilor în perioadele de viitură sînt determinate de condiția ca hidrograful efluent să urmărească cît mai fidel hidrograful afluent (manevrarea în trepte succesive de debit a evacuatorilor aferenți) [2]. Pentru cazul în care debitele de viitură ating valori excepționale, capacitatea evacuatorilor este depășită, trecîndu-se la un regim de deversare liberă. În aceste situații, tranzitul undei de viitură se efectuează în regim necontrolat, în funcție de parametrii hidraulici și geometrici ai sistemului hidrotehnic considerat.

În lucrarea de față se propune un model analitic simplu de studiu al tranzitului unei unde de viitură printr-un sistem de lacuri în cascadă, în regim necontrolat, folosind metodele operaționale de analiză a sistemelor [3].

*) Dr. ing. Ion Seteanu este șef de lucrări, iar Radu Popa cercetător inginer în cadrul Catedrei de hidraulică și mașini hidraulice din Facultatea de energetică, Institutul politehnic București.

Se obțin unele formule de estimare rapidă a factorului de atenuare global și a timpului de întîrziere a viiturii.

1. Modelul fizic al problemei

După cum se știe [4], ecuația de bilanț a stocurilor afluent, efluent și acumulat într-un lac al sistemului este :

$$Q - q - q_T = S \cdot \frac{dh}{dt}, \qquad (1)$$

unde s-a notat (fig. 1) :

- $Q(t)$ — debitul afluent în lac la momentul t;
- $q(t)$ — debitul efluent din lac la momentul t;
- q_T — debitul turbinat, admis constant pentru simplificare;
- S — suprafața medie a lacului între nivelul retenției normale și nivelul maxim excepțional;
- h — supraînălțarea nivelului suprafeței libere în lac peste creasta deversoarelor evacuatoarelor.

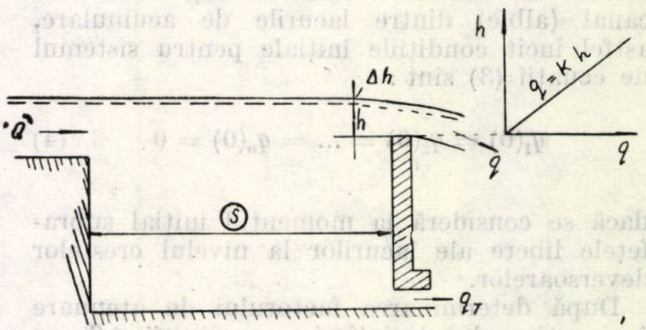


Fig. 1

În condițiile deversării libere, între nivelul normal de retenție și nivelul maxim excepțional, cheia evacuatorilor se poate asimila printr-o linie dreaptă :

$$q = K \cdot h \qquad (2)$$

În figura 2 se indică pentru exemplificare cheia evacuatorilor în cazul a 4 deschideri, pentru CHE Rîmnicu-Vîlcea.

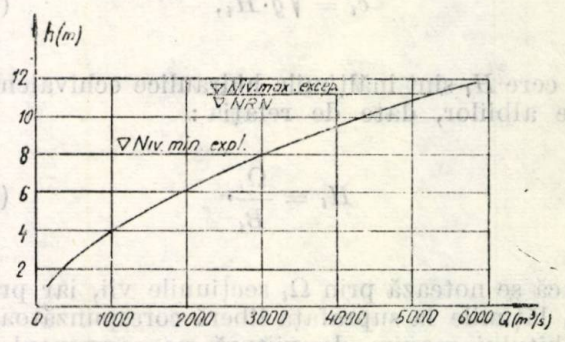


Fig. 2

În cazul unui sistem de n lacuri de acumulare în cascadă, schema de tranzit a hidrografului afluent este indicată în figura 3, iar sistemul de ecuații de bilanț al stocurilor se scrie :

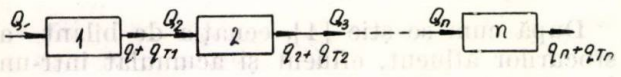


Fig. 3

$$S_1 \cdot \frac{dh_1}{dt} + K_1 \cdot h_1 + q_{T_1} = Q_1$$

$$S_2 \cdot \frac{dh_2}{dt} + K_2 \cdot h_2 + q_{T_2} = K_1 \cdot h_1 + q_{T_1}$$

$$S_3 \cdot \frac{dh_3}{dt} + K_3 \cdot h_3 + q_{T_3} = K_2 \cdot h_2 + q_{T_2} \qquad (3)$$

.....

$$S_n \cdot \frac{dh_n}{dt} + K_n \cdot h_n + q_{T_n} = K_{n-1} \cdot h_{n-1} + q_{T_{n-1}}$$

Într-o primă aproximație se poate neglija efectul de întîrziere creat în segmentele de canal (albie) dintre lacurile de acumulare, astfel încît condițiile inițiale pentru sistemul de ecuații (3) sînt :

$$q_1(0) = q_2(0) = \ldots = q_n(0) = 0 \qquad (4)$$

dacă se consideră la momentul inițial suprafețele libere ale lacurilor la nivelul crestelor deversoarelor.

După determinarea factorului de atenuare λ și a timpului de întîrziere a viiturii ΔT, se poate face o corecție a timpului de întîrziere cu formula :

$$\Delta T_1 = \sum \frac{L_i}{c_i}, \qquad (5)$$

unde L_i sînt lungimile segmentelor de canal (albie), iar c_i sînt vitezele de transport al undei de viitură, aproximativ egale cu

$$c_i = \sqrt{g \cdot H_i}, \qquad (6)$$

în ecre H_i sînt înălțimile hidraulice echivalente ale albiilor, date de relația :

$$H_i = \frac{\Omega_i}{B_i}, \qquad (7)$$

dacă se notează prin Ω_i secțiunile vii, iar prin B_i lățimile la suprafața liberă corespunzătoare debitului maxim de viitură pe segmentul i.

2. Soluția analitică generală

Pentru rezolvarea sistemului de ecuații diferențiale ordinare liniare (3), este comod să se folosească metoda operațională a transformării Laplace-Heaviside. După cum se știe, imaginea Laplace $\bar{F}(p)$ a funcției-original $F(t)$ este definită prin relația :

$$\bar{F}(p) = \int_0^\infty e^{-p \cdot t} \cdot dt. \qquad (8)$$

Folosind condițiile inițiale (4), sistemul de ecuații (3), scris pentru imaginile Laplace ale funcțiilor originale, ia forma :

$$S_1 \cdot p \cdot \bar{h}_1 + K_1 \cdot \bar{h}_1 + q_{T_1} = \bar{Q}_1$$

$$S_2 \cdot p \cdot \bar{h}_2 + K_2 \cdot \bar{h}_2 + q_{T_2} = K_1 \cdot \bar{h}_1 + q_{T_1}$$

$$S_3 \cdot p \cdot \bar{h}_3 + K_3 \cdot \bar{h}_3 + q_{T_3} = K_2 \cdot \bar{h}_2 + q_{T_2} \qquad (9)$$

.....

$$S_n \cdot p \cdot \bar{h}_n + K_n \cdot \bar{h}_n + q_{T_n} = K_{n-1} \cdot \bar{h}_{n-1} + q_{T_{n-1}}$$

Se constată cu ușurință că în cazul unui sistem de ecuații de forma :

$$\begin{aligned} \bar{h}_1 &= b_1 \\ \bar{h}_2 &= a_2 \cdot \bar{h}_1 + b_2 \\ \bar{h}_3 &= a_3 \cdot \bar{h}_2 + b_3 \\ &\ldots\ldots \\ \bar{h}_n &= a_n \cdot \bar{h}_{n-1} + b_n \end{aligned} \qquad (10)$$

unde s-au introdus notațiile :

$$a_i = \frac{K_{i-1}}{S_i \cdot p + K_i}, \ (i = 2,..,n)$$

$$b_i = \frac{Q_i - q_{T_i}}{S_i \cdot p + K_i}, \ (i = 1,...,n) \qquad (11)$$

se obține prin eliminări succesive soluția :

$$\bar{h}_n = \prod_{m=2}^{n} a_m \cdot \left[b_1 + \sum_{m=2}^{n} \frac{b_m}{\prod_{i=2}^{m} a_i} \right] \qquad (12)$$

Cu notațiile de bază, debitul $\bar{q}_n$ devine :

$$\bar{q}_n = \prod_{m=1}^{n} \left(\frac{\frac{K_m}{S_m}}{p + \frac{K_m}{S_m}} \right) \left\{ \bar{Q}_1 - q_{T_1} - \right.$$

$$\left. - \sum_{m=2}^{n} (q_{T_m} - q_{T_{m-1}}) \prod_{i=1}^{m-1} \left(\frac{p + \frac{K_i}{S_i}}{\frac{K_i}{S_i}} \right) \right\} \qquad (13)$$

Este comod să se introducă următoarele notații :

$$\alpha_m = \frac{K_m}{S_m}$$

$$d_m = \frac{q_{T_m} - q_{T_{m-1}}}{\sum_{i=1}^{m-1} \alpha_i}, \quad (d_1 = q_{T_1}) \tag{14}$$

cu ajutorul cărora formula (13) se scrie :

$$\bar{q}_n = \frac{\prod_{m=1}^{n} \alpha_m}{R(p)} [\bar{Q}_1(p) - \bar{Q}_T(p)], \tag{15}$$

unde :

$$R(p) = \prod_{m=1}^{n} (p + \alpha_m) \tag{16}$$

$$\bar{Q}_T(p) = d_1 + \sum_{m=2}^{n} d_m \prod_{i=1}^{m-1} (p + \alpha_i) \tag{17}$$

Formula (15) reprezintă imaginea debitului efluent din sistemul celor n lacuri în cascadă. Termenul $\bar{Q}_T(p)$ conține influența cumulată a debitelor turbinate în centralele sistemului asupra hidrografului undei de viitură. Acest termen este nul dacă se neglijează efectul turbinării.

Pentru a obține originalul funcției $\bar{E}_1(p) = \bar{Q}_1(p)/R(p)$, se folosește următoarea descompunere în fracții simple :

$$\frac{1}{R(p)} = \sum_{m=1}^{n} \frac{A_m}{p + \alpha_m},$$

unde coeficienții A_m sînt dați de relația :

$$A_m = \lim_{p \to -\alpha_m} \frac{p + \alpha_m}{R(p)} = \frac{1}{R_m(-\alpha_m)},$$

dacă notăm $R_m(p) = R(p)/(p + \alpha_m)$.

Astfel imaginea $\bar{E}_1(p)$ se scrie :

$$\bar{E}_1(p) = \sum_{m=1}^{n} \frac{1}{R_m(-\alpha_m)} \cdot \frac{\bar{Q}_1(p)}{(p + \alpha_m)}. \tag{18}$$

Pentru evaluarea originalului acestei expresii se folosește teorema convoluției :

$$\bar{g}_1(p) \cdot \bar{g}_2(p) \doteqdot \int_0^t g_1(u) \cdot g_2(t-u) \cdot du \tag{19}$$

împreună cu formula de transformare

$$\frac{1}{p + \alpha_m} \doteqdot e^{-\alpha_m \cdot t}, \tag{20}$$

obținîndu-se originalul sub forma :

$$E_1(t) = \sum_{m=1}^{n} \frac{e^{-\alpha_m \cdot t}}{R_m(-\alpha_m)} \cdot G_m(t), \tag{21}$$

unde

$$G_m(t) = \int_0^t Q_1(u) \cdot e^{-\alpha_m \cdot u} \cdot du \tag{22}$$

În mod analog, funcția-imagine $\bar{E}_2(p) = \bar{Q}_T(p)/R(p)$ se scrie în original :

$$E_2(t) = \sum_{m=1}^{n} \frac{e^{-\alpha_m \cdot t}}{R_m(-\alpha_m)} \cdot \bar{Q}_T(-\alpha_m) + C, \tag{23}$$

unde constanta C se obține din condiția ca $E_2(0) = 0$, întrucît $E_1(0) = 0$:

$$C = -\sum_{m=1}^{n} \frac{\bar{Q}_T(-\alpha_m)}{R_m(-\alpha_m)} = \frac{q_{T_{n-1}} - q_{T_n}}{\prod_{m=1}^{n-1} \alpha_m}, \tag{24}$$

deoarece are loc următoarea descompunere în fracții simple

$$\frac{\bar{Q}_T(p)}{R(p)} = \sum_{m=1}^{n} \frac{\bar{Q}_T(-\alpha_m)}{R_m(-\alpha_m)} \cdot \frac{1}{(p + \alpha_m)}.$$

Întrucît $\bar{Q}_T(p)$ este de gradul $(n-1)$, iar $R(p)$ de gradul n, amplificînd această egalitate cu p și făcînd $p \to \infty$, rezultă :

$$\sum_{m=1}^{n} \frac{\bar{Q}_T(-\alpha_m)}{R_m(-\alpha_m)} = d_n,$$

din care decurge relația (24).

Prin urmare, expresia hidrografului efluent din sistemul de lacuri în cascadă se scrie în final sub forma :

$$q_n(t) = R(0) \cdot \sum_{m=1}^{n} \frac{e^{-\alpha_m \cdot t}}{R_m(-\alpha_m)} [G_m(t) - \bar{Q}_T(-\alpha_m)] + \alpha_n \cdot (q_{T_{n-1}} - q_{T_n}). \tag{25}$$

2.1. *Hidrograf afluent sub forma unui polinom de gradul r*

Dacă hidrograful afluent este exprimat printr-o funcție de timp polinom de gradul r :

$$Q_1(t) = \sum_{i=0}^{r} Q_{1i} \cdot t^i, \tag{26}$$

se obține, prin integrarea formulei (22), relația :

$$G_m(t) = e^{\alpha_m \cdot t}\left[\frac{Q_1(t)}{\alpha_m} - \frac{Q_1'(t)}{\alpha_m^2} + \ldots + (-1)^{r-1}\frac{Q_1^{(r)}(t)}{\alpha_m^{r+1}}\right] + C_m \tag{27}$$

în care constanta C_m se obține din condiția ca $G_m(0) = 0$ și are forma :

$$C_m = -\frac{Q_1(0)}{\alpha_m} + \frac{Q_1'(0)}{\alpha_m^2} - \ldots - (-1)^{r-1}\frac{Q_1^{(r)}(0)}{\alpha_m^{r+1}}. \tag{28}$$

Introducînd acest rezultat în formula (25) și ținînd seamă că are loc identitatea

$$\sum_{m=1}^{n}\frac{1}{\alpha_m^p \cdot R_m(-\alpha_m)} = \frac{(-1)^{p-1}}{(p-1)!}\left[\frac{1}{R(p)}\right]_{p=0}^{(p-1)}, \tag{29}$$

rezultă în cele din urmă :

$$q_n(t) = R(0)\cdot\sum_{m=0}^{r}\frac{Q_1^{(m)}(t)}{m!}\left[\frac{1}{R(p)}\right]_{p=0}^{(m)} + R(0)\cdot\sum_{m=1}^{n}\frac{C_m\cdot e^{-\alpha_m\cdot t}}{R_m(-\alpha_m)} + Q_T(t), \tag{30}$$

unde s-a notat :

$$Q_T(t) = \alpha_n\cdot(q_{T_{n-1}} - q_{T_n}) - R(0)\cdot\sum_{m=1}^{n}\frac{e^{-\alpha_m\cdot t}}{R_m(-\alpha_m)}\bar{Q}_T(-\alpha_m) \tag{31}$$

Prin operații algebrice simple se obțin următoarele relații de calcul al coeficienților din primul termen al membrului drept al formulei (30) :

$$\left(\frac{1}{R(p)}\right)_{p=0} = \frac{1}{\prod_{m=1}^{n}\alpha_m}$$

$$R(0)\cdot\left(\frac{1}{R(p)}\right)'_{p=0} = -\Sigma_1$$

$$R(0)\cdot\left(\frac{1}{R(p)}\right)''_{p=0} = \Sigma_1^2 + \Sigma_2 \tag{32}$$

$$R(0)\cdot\left(\frac{1}{R(p)}\right)'''_{p=0} = -(\Sigma_1^3 + 3\cdot\Sigma_1\cdot\Sigma_2 + 2\cdot\Sigma_3)$$

etc.,

în care s-a notat :

$$\Sigma_j = \sum_{m=1}^{n}\frac{1}{\alpha_m^j}. \tag{33}$$

Pentru cazul particular al unui hidrograf afluent dat de un polinom de gradul 3, avînd timpul de creștere t_0 și durata T, debitul maxim fiind Q_0 (fig. 4), se poate scrie :

$$Q_1(t) = t\cdot(t-T)\cdot(a\cdot t + b) = Q_{11}\cdot t + Q_{12}\cdot t^2 + Q_{13}\cdot t^3$$

$$a = \frac{Q_0(T-2\cdot t_0)}{[t_0(T-t_0)]^2};\quad b = \frac{Q_0\cdot(3\cdot t_0 - 2\cdot T)}{t_0\cdot(T-t_0)^2}; \tag{34}$$

$$Q_{11} = -b\cdot T;\quad Q_{12} = b - a\cdot T;\quad Q_{13} = a$$

și se obține expresia hidrografului efluent :

$$q_n(t) = q_{n0} + q_{n1}\cdot t + q_{n2}t^2 + q_{n3}\cdot t^3 + q_n^*(t), \tag{35}$$

în care :

$$q_n^*(t) = R(0)\cdot\sum_{m=1}^{n}\frac{C_m\cdot e^{-\alpha_m\cdot t}}{R_m(-\alpha_m)} + Q_T(t)$$

$$q_{n0} = -\Sigma_1\cdot Q_{11} + (\Sigma_1^2 + \Sigma_2)\cdot Q_{12} - (\Sigma_1^3 + 3\cdot\Sigma_1\cdot\Sigma_2 + 2\cdot\Sigma_3)\,Q_{13} \tag{36}$$

$$q_{n1} = Q_{11} - 2\cdot\Sigma_1\cdot Q_{12} + 3\cdot(\Sigma_1^2 + \Sigma_2)\cdot Q_{13}$$

$$q_{n2} = Q_{12} - 3\cdot\Sigma_1\cdot Q_{13}$$

$$q_{n3} = Q_{13}$$

Pentru exemplificare s-a analizat tranzitul unei unde de viitură cu caracteristicile :

$$T = 50 \text{ ore}$$
$$t_0 = 18 \text{ ore} \tag{37}$$
$$Q_0 = 6000 \text{ m}^3/\text{s}$$

printr-un sistem de 5 lacuri în cascadă, cu caracteristicile și datele de calcul din tabelul 1, pentru care :

$$\Sigma_1 = 2{,}4563\cdot10^4;\quad \Sigma_2 = 1{,}3531\cdot10^8;$$
$$\Sigma_3 = 8{,}0324\cdot10^{11}$$

Dacă se exprimă timpul în ore, expresia hidrografului efluent este :

$$q_5(t) = 0{,}25318\cdot t^3 - 32{,}81213\cdot t^2 + 1168{,}992\cdot t - 6825{,}998 + q_5^*(t) \tag{38}$$

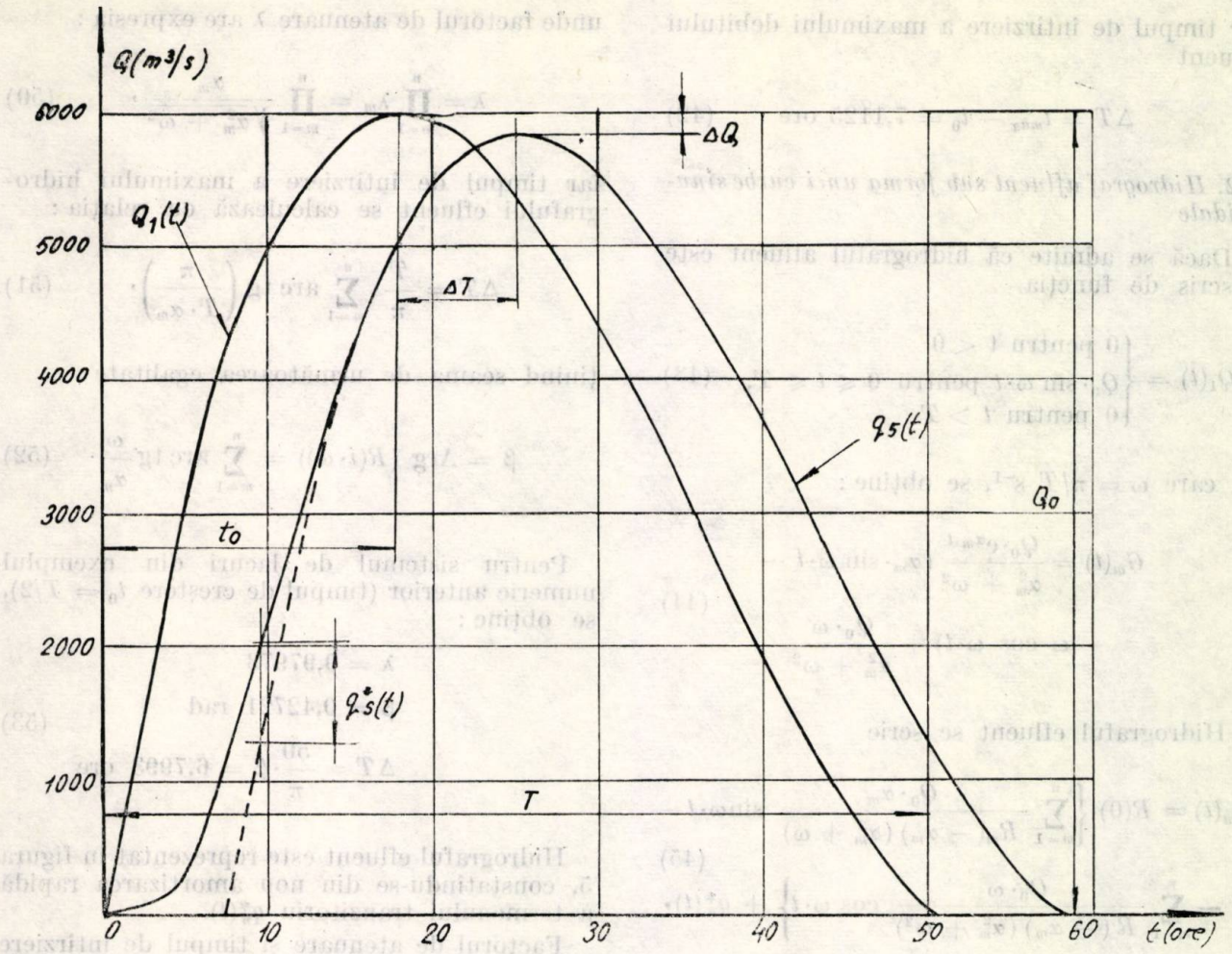


Fig. 4

Tabelul 1

m	1	2	3	4	5
$S_m \cdot 10^{-4}(m^2)$	243	275	147	450	500
$K_m(m^2/s)$	700	500	600	750	700
q_{T_m} (m³/s)	280	380	440	320	400
$\alpha_m \cdot 10^4$	2,881	1,818	4,082	1,667	1,4
$R_m(-\alpha_m) \cdot 10^{17}$	−22,95	1,519	176,1	−1,182	4,433
$R(0) \cdot \frac{C_m}{R_m(-\alpha_m)}$	85845,4052	$2,3097.10^5$	371,7307	$-3,5655.10^5$	$1,3787.10^5$

iar componenta tranzitorie $q_5^*(t)$, dacă timpul se exprimă în secunde, are expresia :

$$q_5^*(t) = -1,12 \cdot 10^{-2} - 5844,7964 \cdot e^{-\alpha_1 \cdot t} + \\ + 2,3095 \cdot 10^5 \cdot e^{-\alpha_2 \cdot t} + 371,6543 \cdot e^{-\alpha_3 \cdot t} - \\ - 3,5653 \cdot 10^5 \cdot e^{-\alpha_4 \cdot t} + 1,3786 \cdot 10^5 \cdot e^{-\alpha_5 \cdot t} \quad (39)$$

Efectul acestei componente se amortizează rapid în timp, după cum se constată din figura 4.

Maximul hidrografului efluent se obține din condiția

$$\dot{q}_5(t) = 0,$$

având valoarea

$$q_{5max} = 5847,332 \text{ m}^3/\text{s} \quad (40)$$

la momentul

$$t_{max} = 25,1125 \text{ ore.}$$

Factorul de atenuare a undei de viitură este

$$\lambda = \frac{q_{5max}}{Q_0} = 0,97456, \quad (41)$$

iar timpul de întîrziere a maximului debitului efluent

$$\Delta T = t_{max} - t_0 = 7{,}1125 \text{ ore} \qquad (42)$$

2.2. *Hidrograf afluent sub forma unei curbe sinusoidale*

Dacă se admite că hidrograful afluent este descris de funcţia

$$Q_1(t) = \begin{cases} 0 \text{ pentru } t < 0 \\ Q_0 \cdot \sin \omega \cdot t \text{ pentru } 0 \leqslant t \leqslant T, \\ 0 \text{ pentru } t > T \end{cases} \qquad (43)$$

în care $\omega = \pi / T$ s^{-1}, se obţine :

$$G_m(t) = \frac{Q_0 \cdot e^{\alpha_m \cdot t}}{\alpha_m^2 + \omega^2} (\alpha_m \cdot \sin \omega \cdot t - \\ - \omega \cdot \cos \omega \cdot t) + \frac{Q_0 \cdot \omega}{\alpha_m^2 + \omega^2} \qquad (44)$$

Hidrograful efluent se scrie

$$q_n(t) = R(0) \cdot \left\{ \sum_{m=1}^{n} \frac{Q_0 \cdot \alpha_m}{R_m(-\alpha_m)(\alpha_m^2 + \omega)} \sin \omega \cdot t - \right. \qquad (45)$$
$$\left. - \sum_{m=1}^{n} \frac{Q_0 \cdot \omega}{R(-\alpha_m)(\alpha_m^2 + \omega^2)} \cos \omega \cdot t \right\} + q_n^*(t),$$

unde partea tranzitorie $q_n^*(t)$ are expresia :

$$q_n^*(t) = R(0) \cdot \sum_{m=1}^{n} \frac{\frac{\omega \cdot Q_0}{\alpha_m^2 + \omega^2} - \bar{Q}_T(-\alpha_m)}{R_m(-\alpha_m)} \cdot e^{-\alpha_m \cdot t}. \qquad (46)$$

Prin transformări algebrice, se obţine :

$$q_n(t) = R(0) \cdot Q_0 \cdot \left\{ \frac{\mathrm{Re}(R(i \cdot \omega))}{|R(i \cdot \omega)|^2} \cdot \sin \omega \cdot t - \right. \qquad (47)$$
$$\left. - \frac{\mathrm{Im}(R(i \cdot \omega))}{|R(i \cdot \omega)|^2} \cos \omega \cdot t \right\} + q_n^*(t)$$

Folosind reprezentarea polară a numărului complex $R(i \cdot \omega)$

$$\mathrm{Re}\,(R(i \cdot \omega)) = |R(i \cdot \omega)| \cdot \cos \beta \\ \mathrm{Im}(R(i \cdot \omega)) = |R(i \cdot \omega)| \cdot \sin \beta \qquad (48)$$

formula (47) se scrie în cele din urmă sub forma :

$$q_n(t) = \lambda \cdot Q_0 \sin (\omega \cdot t - \beta) + q_n^*(t) \qquad (49)$$

unde factorul de atenuare λ are expresia :

$$\lambda = \prod_{m=1}^{n} \lambda_m = \prod_{m=1}^{n} \frac{\alpha_m}{\sqrt{\alpha_m^2 + \omega^2}}, \qquad (50)$$

iar timpul de întîrziere a maximului hidrografului efluent se calculează cu relaţia :

$$\Delta T = \frac{T}{\pi} \cdot \sum_{m=1}^{n} \operatorname{arc\,tg} \left(\frac{\pi}{T \cdot \alpha_m} \right), \qquad (51)$$

ţinînd seama de următoarea egalitate :

$$\beta = \mathrm{Arg}\,(R(i \cdot \omega)) = \sum_{m=1}^{n} \operatorname{arc\,tg} \frac{\omega}{\alpha_m} \cdot \qquad (52)$$

Pentru sistemul de lacuri din exemplul numeric anterior (timpul de creştere $t_0 = T/2$), se obţine :

$$\lambda = 0{,}97973 \\ \beta = 0{,}42721 \text{ rad} \qquad (53) \\ \Delta T = \frac{50}{\pi} \cdot \beta = 6{,}7993 \text{ ore}$$

Hidrograful efluent este reprezentat în figura 5, constatîndu-se din nou amortizarea rapidă a termenului tranzitoriu $q_n^*(t)$.

Factorul de atenuare şi timpul de întîrziere obţinuţi nu diferă sensibil de cei din exemplul anterior, dar se pot calcula mult mai comod cu formulele (50) şi (51), care se pot recomanda în consecinţă pentru calcule rapide în situaţii concrete.

Pentru sistemul de 15 lacuri de acumulare în cascadă pe rîul Olt, între Rîmnicu-Vîlcea şi Izbiceni, s-au folosit datele de calcul din tabelul 2.

Tabelul 2

Nr. crt.	Centrala	$\alpha \cdot 10^4$	Nr. crt.	Centrala	$\alpha \cdot 10^4$
1	Rîmnicu-Vîlcea	1,974	9	Arceşti	0,657
2	Rîureni	4,908	10	Slatina	1,356
3	Govora	1,438	11	Ipoteşti	0,349
4	Băbeni	0,829	12	Drăgăneşti	0,526
5	Ioneşti	1,448	13	Frunzaru	1,051
6	Zăvideni	0,909	14	Rusăneşti	0,941
7	Drăgăşani	0,913	15	Izbiceni	0,821
8	Străjeşti	0,25			

Admiţînd debitul maxim al hidrografului afluent $Q_0 = 6\,000$ m^3/s şi durata viiturii $T = 50$ ore, s-au obţinut factorii de atenuare parţiali din tabelul 3.

Tabelul 2

m	1	2	3	4	5	6	7
λ_m	0,99612	0,99937	0,99272	0,97856	0,99282	0,98207	0,98222
8	9	10	11	12	13	14	15
0,82000	0,96649	0,99182	0,89443	0,94913	0,9865	0,98324	0,97815

Factorul total de atenuare este

$$\lambda = 0{,}58634, \qquad (54)$$

iar timpul de întîrziere rezultă

$$\Delta T = \frac{50}{\pi} \cdot 3{,}28866 = 52{,}341 \text{ ore.} \qquad (55)$$

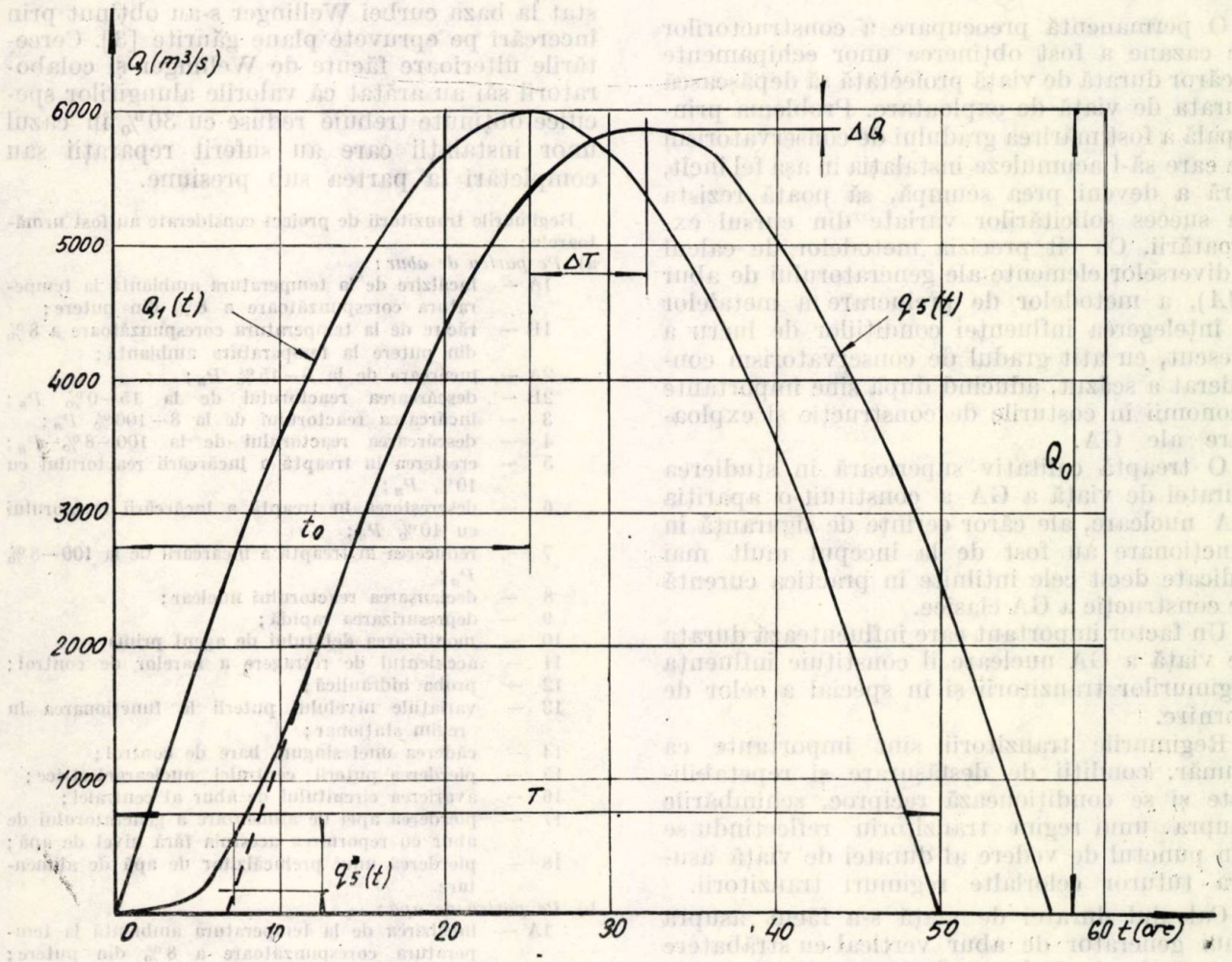


Fig. 5

Observație. Dacă durata hidrografului de viitură este suficient de mare ($T \cdot \alpha_m \gg \pi$), formula (52) se poate scrie cu o bună aproximație sub forma

$$\beta \approx \sum_{m=1}^{n} \frac{\omega}{\alpha_m} = \omega \cdot \Sigma_1 \qquad (56)$$

obținîndu-se timpul de întîrziere limită

$$\Delta T_l = \frac{\beta}{\omega} \approx \Sigma_1 \qquad (57)$$

Pentru exemplul anterior rezultă

$$\Delta T_l = 54{,}878 \text{ ore}, \qquad (58)$$

suficient de apropiat de valoarea găsită anterior.

Bibliografie

[1] Diacon, Al., Seteanu, I. și Popa, R. *Model liniar-neliniar de optimizare hidroenergetică pe termen scurt.* În : Energetica, 24, nr. 1, 1976.

[2] Diacon, Al., Seteanu, I. și Popa, R. *Studiu asupra manevrei evacuatorilor în situații de ape mari, cu și fără prognozare, pentru barajul Izvorul-Muntelui.* Contract de cercetare nr. 108, I.P.B., 1975.

[3] Fodor, G. *Laplace transforms in engineering.* Akademiai Kiado, Budapesta, 1965.

[4] Kuiper, E. *Water-resources development.* Butterworths, Londra, 1965.

(Articol intrat în redacție la 9 iunie 1976)

Metodă și cod de calcul pentru determinarea influenței regimurilor tranzitorii asupra duratei de viață a generatoarelor de abur din CNE

Ing. **M.G.M. Pop**,
ing. **D. Manea**,
ing. **Ec. Ursu**,
ing. **N. Manea***)

O permanentă preocupare a constructorilor de cazane a fost obținerea unor echipamente a căror durată de viață proiectată să depășească durata de viață de exploatare. Problema principală a fost mărirea gradului de conservatorism pe care să-l acumuleze instalația în așa fel încît, fără a deveni prea scumpă, să poată rezista cu succes solicitărilor variate din cursul exploatării. Cu cît precizia metodelor de calcul a diverselor elemente ale generatorului de abur (*GA*), a metodelor de prelucrare a metalelor și înțelegerea influenței condițiilor de lucru a crescut, cu atît gradul de conservatorism considerat a scăzut, aducînd după sine importante economii în costurile de construcție și exploatare ale GA.

O treaptă calitativ superioară în studierea duratei de viață a GA a constituit-o apariția GA nucleare, ale căror cerințe de siguranță în funcționare au fost de la început mult mai ridicate decît cele întîlnite în practica curentă de construcție a GA clasice.

Un factor important care influențează durata de viață a GA nucleare îl constituie influența regimurilor tranzitorii și în special a celor de pornire.

Regimurile tranzitorii sînt importante ca număr, condiții de desfășurare și repetabilitate și se condiționează reciproc, schimbările asupra unui regim tranzitoriu reflectîndu-se din punctul de vedere al duratei de viață asupra tuturor celorlalte regimuri tranzitorii.

Calculul duratei de viață s-a făcut asupra unui generator de abur vertical cu străbatere forțată de tip Babcock & Wilcox ale cărui regimuri tranzitorii au fost obținute ca parametri prin simulare pe un calculator analogic [1].

Ca prim obiectiv, codul elaborat și-a propus să verifice cu mijloacele și metodele specifice ale codului ASME (American Society of Mechanical Engineers — Societatea Americană a Inginerilor Mecanici) [2], ca și cu elemente noi introduse în calculul alungirilor specifice, dacă numărul de cicluri indicat de firmă pentru regimurile tranzitorii luate în considerare (18 pe partea de abur și 7 pe partea de apă) verifică principiul duratei de viață formulat de Miner și conținut în prescripțiile ASME.

Ulterior, pe baza acestei prime verificări, care, așa cum s-a menționat, a luat în considerare drept curbă $\varepsilon_{tot} - N$ pe cea indicată de ASME, s-a trecut la utilizarea unei curbe propuse de Wellinger [3] și la una derivată din aceasta, prin reducerea cu 30% a valorilor lui ε_{tot}, pentru același număr de cicluri (vezi fig. 1). Explicația constă în faptul că datele care au stat la baza curbei Wellinger s-au obținut prin încercări pe epruvete plane găurite [3]. Cercetările ulterioare făcute de Wellinger și colaboratorii săi au arătat că valorile alungirilor specifice obținute trebuie reduse cu 30% în cazul unor instalații care au suferit reparații sau completări la partea sub presiune.

Regimurile tranzitorii de proiect considerate au fost următoarele:

a) *Pe partea de abur*:
- 1A — încălzire de la temperatura ambiantă la temperatura corespunzătoare a 8% din putere;
- 1B — răcire de la temperatura corespunzătoare a 8% din putere la temperatura ambiantă;
- 2A — încărcare de la 0—15% P_n;
- 2B — descărcarea reactorului de la 15—0% P_n;
- 3 — încărcarea reactorului de la 8—100% P_n;
- 4 — descărcarea reactorului de la 100—8% P_n;
- 5 — creșterea în treaptă a încărcării reactorului cu 10% P_n;
- 6 — descreșterea în treaptă a încărcării reactorului cu 10% P_n;
- 7 — reducerea în treaptă a încărcării de la 100—8% P_n;
- 8 — declanșarea reactorului nuclear;
- 9 — depresurizarea rapidă;
- 10 — modificarea debitului de agent primar;
- 11 — accidentul de retragere a barelor de control;
- 12 — proba hidraulică;
- 13 — variațiile nivelului puterii la funcționarea în regim staționar;
- 14 — căderea unei singure bare de control;
- 15 — pierderea puterii centralei nuclearoelectrice;
- 16 — avarierea circuitului de abur al centralei;
- 17 — pierderea apei de alimentare a generatorului de abur cu repornirea acestuia fără nivel de apă;
- 18 — pierderea unui preîncălzitor de apă de alimentare.

b) *Pe partea de apă*;
- 1A — încălzirea de la temperatura ambiantă la temperatura corespunzătoare a 8% din putere;
- 1B — răcirea de la temperatura corespunzătoare a 8% din putere la temperatura ambiantă;
- 3 — încărcarea reactorului de la 8—100% P_n;
- 4 — descărcarea reactorului de la 100—8% P_n;
- 7 — reducerea în treaptă a încărcării de la 100—8% P_n;
- 8 — declanșarea reactorului nuclear;
- 10 — modificarea debitului de agent primar.

1. Descrierea codului de calcul

Codul de calcul LIVIA a fost conceput pentru determinarea duratei de viață în număr de cicluri a GA, luîndu-se în considerare toate regimurile tranzitorii de proiect, folosind pentru aceasta metoda probabilității elementelor — Miner [4].

*) Ing. Mihai G.M. Pop este cercetător științific, Dumitru Manea și Ecaterina Ursu sînt ingineri la Laboratorul de surse și tehnologii noi din ICEMENERG; ing. Nicolae Manea este cercetător științific la Institutul pentru tehnică de calcul — București.

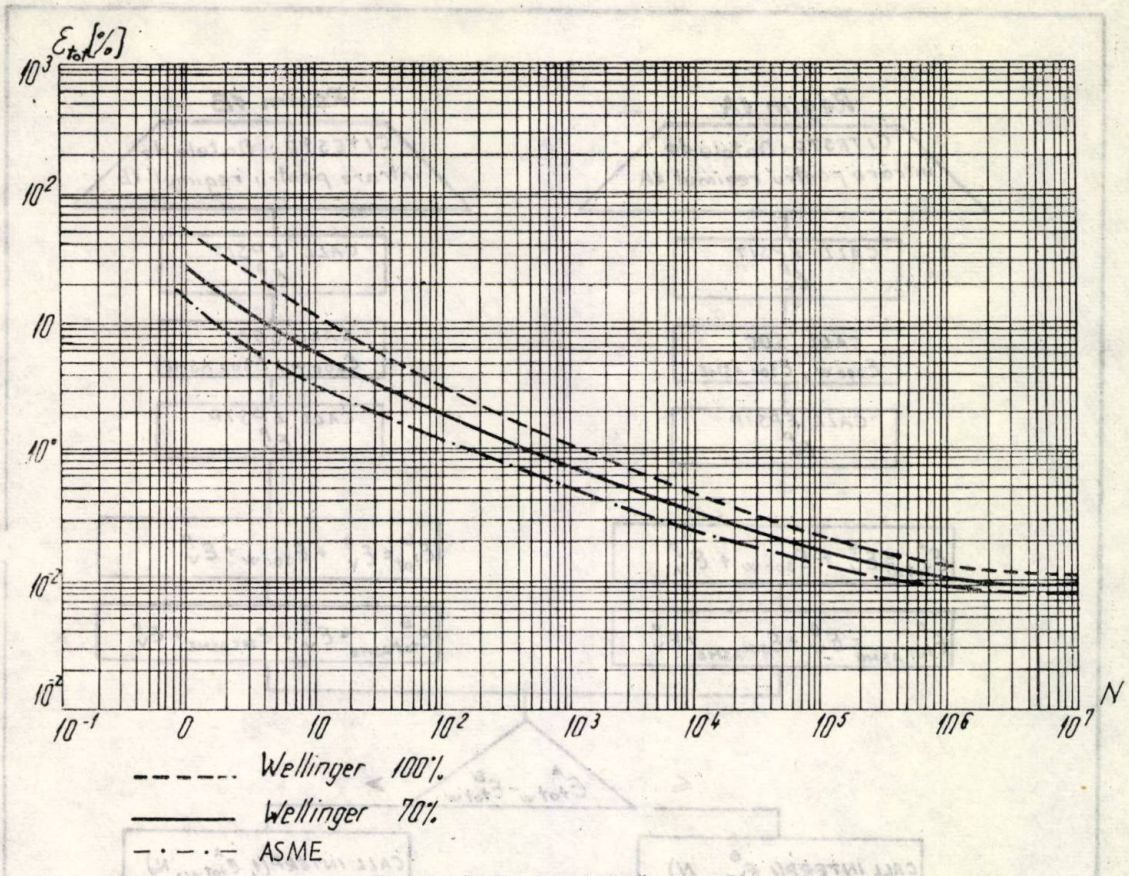


Fig. 1. Curba de referinţă $\varepsilon_{tot} - N$;

La folosirea codului de calcul, conceput de o manieră compactă, trebuie subliniate de la început următoarele :

— notaţiile făcute sînt semnificative astfel încît să poată fi identificate cu uşurinţă ;

— codul este simplu de folosit şi nu prezintă erori în aplicare ;

— calculul manual de orice fel a fost exclus atît la pregătirea datelor de intrare cît şi la valorificarea rezultatelor ;

— are o precizie ridicată de calcul.

1.1. *Posibilităţi ale programului*

Programul răspunde la următoarele probleme de bază ;

a) calculează alungirile specifice datorate presiunii, temperaturii şi şocului termic pentru fiecare regim tranzitoriu, atît pe partea de abur cît şi pe partea de apă de alimentare ;

b) determină numărul de cicluri la care poate rezista ansamblul ;

c) determină în final durata de viaţă a GA cu ajutorul metodei probabilistice Miner.

În calculele concrete s-a considerat un GA vertical cu străbatere forţată utilizînd abur supraîncălzit [5], dar programul poate fi la fel de bine aplicat şi în cazul unui GA cu circulaţie naturală.

În program se introduc datele corespunzătoare fiecărui regim tranzitoriu în parte şi datele constructive generale ale GA. Ca date specifice fiecărui regim au fost introduse : numărul de cicluri de proiect, viteza de creştere a temperaturii, temperaturile şi presiunile la începutul şi sfîrşitul regimului tranzitoriu şi mărimea şocului termic. Ca date constructive generale : diametrul exterior şi interior al mantalei GA, diametrul ştuţurilor pentru abur şi apa de alimentare, grosimea peretelui ştuţurilor şi mantalei GA.

Există patru posibilităţi de introducere a datelor, în funcţie de regimul considerat, şi anume :

— cînd alungirile se datoresc numai şocului termic ;

— cînd alungirile apar datorită variaţiilor de presiune şi temperatură ;

— cînd alungirile se datoresc şocului termic şi variaţiilor de presiune ;

— cînd alungirile apar datorită şocului termic, variaţiilor de temperatură şi presiune.

Întregul cod de calcul este alcătuit dintr-un program principal şi un număr de subrutine. Fiecare parte componentă distinctă din punct de vedere logic a fost scrisă sub formă de subrutină cu scopul de a face programul mai maniabil şi de a uşura extinderea lui ulterioară.

1.2. *Programul principal*

Organigrama din figura 2 ilustrează calculul efectuat în cursul a două regimuri tranzitorii

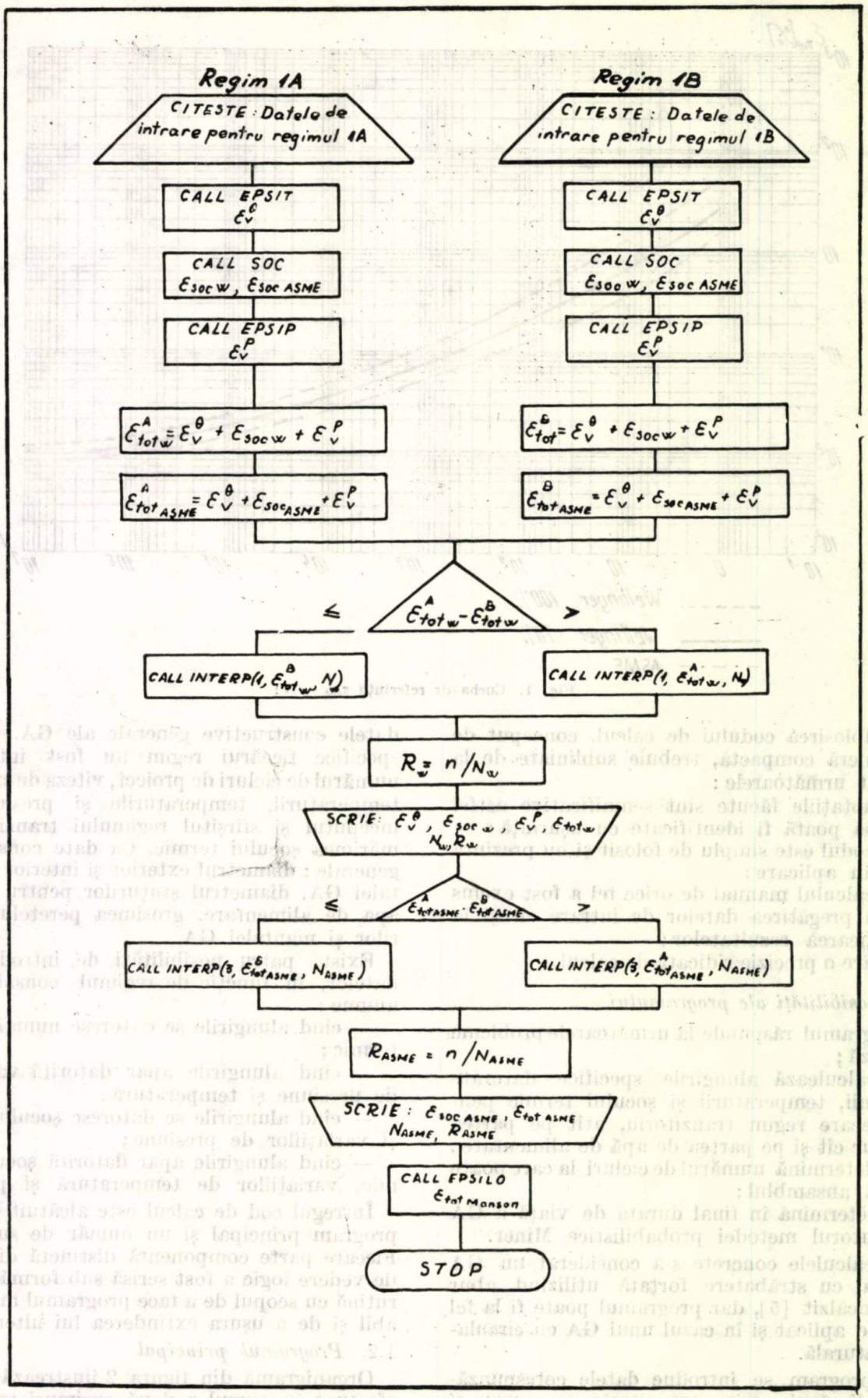


Fig. 2. Organigrama programului principal pentru două regimuri tranzitorii complementare (1A şi 1B).

împreună cu procedura folosită la diferite iterații.

Este prezentat cel mai complet caz : două regimuri complementare la care apar toate solicitările. Cele două regimuri tranzitorii sînt prezentate în figurile 3 și 4.

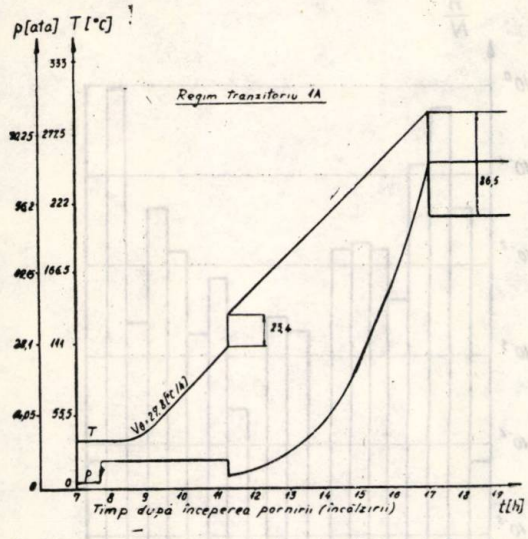


Fig. 3. Regimul tranzitoriu 1 A : încălzire de la temperatura mediului ambiant la 8% sarcină. T — temperatura și p — presiunea agentului secundar.

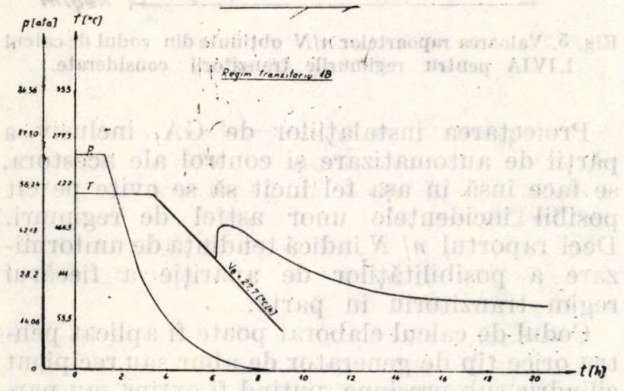


Fig. 4. Regimul tranzitoriu 1B : răcire de la 8% sarcină la temperatura mediului ambiant. T — temperatura și p — presiunea agentului secundar.

Pașii programului sînt următorii :

1. Citirea datelor de intrare pentru ambele regimuri.
2. Calculul alungirii specifice datorate variației de temperatură, ε_V^θ.
3. Calculul alungirii specifice datorate presiunii, ε_V^p.
4. Calculul alungirii specifice datorate șocului termic, ε_{soc}.
5. Calculul alungirii specifice totale, ε_{tot}, conform Wellinger și ASME.
6. Comparația între cele două valori ale alungirilor specifice totale corespunzătoare celor două regimuri tranzitorii complementare și alegerea celui mai mare.
7. Calculul numărului de cicluri la care rezistă ansamblul (maxim admisibil), N.
8. Calculul raportului $R = n/N$.
9. Calculul alungirii specifice totale conform metodei Manson, în funcție de proprietățile materialului [6].
10. Tipărirea rezultatelor.

În final se adună rapoartele R corespunzătoare fiecărui regim tranzitoriu în parte și rezultă $\Sigma\ n/N$, care va da informații asupra duratei de viață a GA considerat.

În cazul anumitor regimuri tranzitorii, existența mai multor viteze de variație a temperaturii duce la calcularea mai multor valori pentru ε_{tot}, în final alegîndu-se valoarea maximă a acestuia, valoare cu care se determină numărul de cicluri maxim admisibil.

1.3. *Subrutinele programului*

Programul principal are nevoie de 10 subrutine, prezentate pe scurt în cele ce urmează :

— EPSIT — calculează alungirea specifică datorată variației de temperatură.

$$\varepsilon_V^\theta = 100 \cdot \frac{\sigma_c}{E} \cdot e^{\left| \frac{\sqrt{3}}{3 \cdot \sigma_c} \cdot \xi \cdot \frac{C_{geom}}{C_M} V_\theta - 1 \right|} \qquad (1)$$

Folosește ca date de intrare temperatura inițială și viteza de variație a temperaturii pentru fiecare regim în parte.

— SIGMA —dă valoarea lui σ_c în funcție de temperatură. Este o subrutină de interpolare folosind ca date de intrare valori ale lui σ_c pentru oțelurile considerate, la diferite temperaturi.

— EM — dă valoarea modulului de elasticitate, E, prin interpolare, în mod asemănător ca în subrutina SIGMA.

— CMAT — subrutină de calcul a coeficientului de material, C_M [7] necesar pentru determinarea lui ε_V^θ. Curba $C_M = f(\theta)$ a fost împărțită în trei zone, determinîndu-se formule pentru fiecare zonă în parte.

— EPSIP — subrutină de calcul a alungirii specifice datorate presiunii din recipientul respectiv sau datorate variației de presiune în cazul anumitor regimuri tranzitorii. Subrutina dă valori diferite pentru ε_V^p pe partea de apă și pe partea de abur [8].

$$\varepsilon_V^p = 100 \cdot \frac{\sigma_c}{E} \cdot e^{\left(\sqrt{3} \cdot \frac{p \cdot \gamma}{\sigma_c} - 1 \right)} \qquad (2)$$

— SOC — calculează alungirile specifice datorate șocului termic, ε_{soc}, conform atît metodologiei de calcul germane [9] cît și conform ASME.

$$\varepsilon_{soc} = \frac{100 \cdot \sigma_{ws}}{E}, \qquad (3)$$

unde

$$\overline{\sigma_{ws}} = -\frac{E}{1-\mu}\,\alpha.\Delta\theta.f_\alpha \qquad (4)$$

— FACT — subrutină de calcul a coeficientului f_α necesar pentru calculul lui ε_{soc}. Dă valori diferite pe partea de apă și de abur în funcție de grosimea peretelui ștuțului, de conductivitatea termică a acestuia și de coeficientul de convecție de la fluid la suprafața metalică [9]. Curba

$$f_\alpha = f\left(\frac{\alpha_i \cdot s}{\lambda}\right) \qquad (5)$$

a fost împărțită în două porțiuni, în funcție de valoarea termenului $\alpha_i\, s/\lambda$, determinîndu-se formule pentru fiecare zonă în parte.

— INTERP — dă valorile numărului de cicluri maxim admisibil, N, în funcție de ε_{tot} calculat pentru fiecare regim în parte. Subrutina dă valorile lui N atît în cazul curbei $\varepsilon - N$ după Wellinger, cît și în cazul lui unei curbe obținute prin micșorarea cu 30% a alungirilor specifice din curba Wellinger (numită curba Wellinger 70%), precum și conform prescripțiilor ASME (fig. 1).

— CURBA — subrutină de interpolare necesară în cadrul subrutinei INTERP pentru alegerea valorilor lui N funcție de ε_{tot}.

— EPSILO — calculează valorile alungirii specifice totale în funcție de proprietățile materialului mantalei și ștuțurilor GA și în funcție de numărul de cicluri de proiect, n, conform metodei Manson [6]. Această metodă presupune în calculul lui $\varepsilon_{tot,\,Manson}$ că $n/N = 1$ pentru fiecare regim tranzitoriu în parte.

2. Caracteristicile programului

— Limbajul de programare: FORTRAN IV [10]
— Calculator: Felix C—256
— Timpul de compilare: 2 min și 29 s
— Timpul de execuție pentru o variantă: 5,6 s
— Timpul de execuție pentru cele 8 variante luate în considerare: 45 s
— Număr de cartele: 700

Concluzii

În urma rulării codului de calcul LIVIA a rezultat că pentru o viteză de variație a temperaturii la regimul tranzitoriu 1A de 27,8 °C/h (fig. 3), cu regimurile tranzitorii pe partea de abur, se obține, conform ASME, o proporție consumată din durata de viață utilă a materialului în condițiile de efort unitar total impuse de regimurile tranzitorii de 81,7307%. Pentru ștuțul de apă de alimentare, aceeași proporție are valoarea 97,5607%, deci mai mare decît în cazul ștuțului de abur, indicînd ca regim cel mai defavorabil regimul tranzitoriu de declanșare a reactorului nuclear datorită pierderii apei de alimentare (fig. 5 — regimul tranzitoriu 8 pe partea de apă).

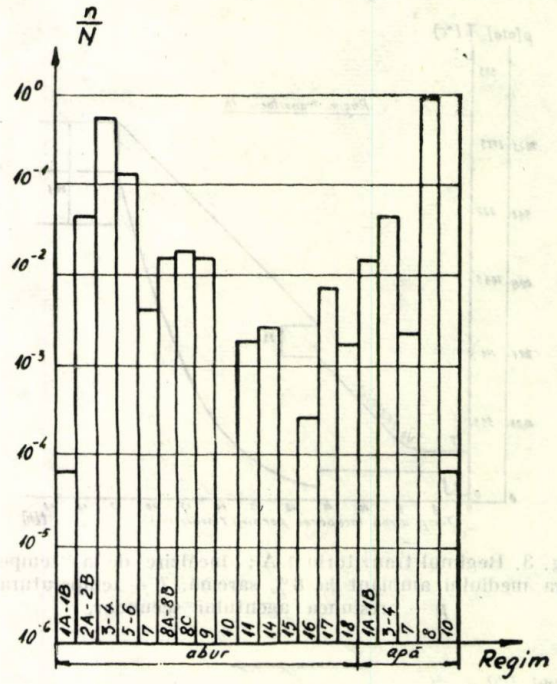


Fig. 5. Valoarea rapoartelor n/N obținute din codul de calcul LIVIA pentru regimurile tranzitorii considerate.

Proiectarea instalațiilor de GA, inclusiv a părții de automatizare și control ale acestora, se face însă în așa fel încît să se evite pe cît posibil incidențele unor astfel de regimuri. Deci raportul n/N indică tendința de uniformizare a posibilităților de apariție a fiecărui regim tranzitoriu în parte.

Codul de calcul elaborat poate fi aplicat pentru orice tip de generator de abur sau recipient cilindric sub presiune, putînd fi extins sau particularizat pentru cazuri specifice, la dorința proiectantului.

Notații

C_{geom} — constantă geometrică, mm²;
C_M — constantă de material, mm²/kgf.min.°C;
E — modulul de elasticitate, kgf/mm²;
f_α — factorul de diminuare a efortului unitar ideal de șoc termic;
N — numărul de cicluri maxim admisibil;
n — numărul de cicluri de proiect;
P_n — puterea nominală a ractorului nuclear, MW_t;
p — presiune, kgf/cm²;
R — raportul adimensional n/N;
s — grosimea peretelui recipientului cilindric, m;
t — timp, h;
V_θ — viteza de variație a temperaturii, °C/min;
α — coeficient de dilatare liniară, $°C^{-1}$;
α_i — coeficientul de schimb de căldură prin convecție la peretele interior, kcal/m².h.°C;
γ — coeficientul de echivalare al concentratorilor de efort;

ε_{toc} — alungirea specifică datorată şocului termic, %;
ε_{tot} — alungirea specifică totală, %;
$\varepsilon_{tot,Manson}$ — alungirea specifică totală calculată conform metodei Manson, %;
ε_V^p — alungirea specifică datorată presiunii, %;
ε_V^θ — alungirea specifică datorată temperaturii, %;
λ — conductivitatea termică a materialului peretelui, kcal/m.h.°C;
μ — coeficientul lui Poisson;
σ_c — efortul unitar de curgere, kgf/cm²;
$\overline{\sigma_{ws}}$ — efortul unitar real de şoc termic, kgf/mm²;
θ — temperatura, °C;
$\Delta\theta$ — diferenţa de temperatură ce apare în cursul şocului termic, °C;
ξ — coeficient global de corecţie a comportării materialului în jurul găurii.

Indicii superiori *A* şi *B* arată că este vorba de regimul tranzitoriu *A* sau *B*, iar indicii inferiori *W* şi *ASME* arată curba după care se face citirea numărului de cicluri maxim admisibil, *N*, în funcţie de ε_{tot} (Wellinger sau ASME).

Bibliografie

[1] Pop, M.G.M. şi Galan, V.J. *Analog simulation of design transients for a Babcock & Wilcox nuclear steam system with isolated primary loop.* ANS-American Nuclear Society Winter Meeting, 1973.

[2] x x x *ASME Pressure Vessel Code* — Section III 1971.

[3] Wellinger, K. şi Steim, D. *Behalter mit Stutzen, bei Schwellinder Innendruckbeanspruchung.* În: Mitt. der VGB, nr. 2, 1968.

[4] Miner, M.A. *Cumulative damage in fatigue.* În: Trans. ASME, 67, A 159, 1945.

[5] x x x *Steam/its generation and use,* Babcock & Wilcox Company, New York, 1972.

[6] Manson, S.S. *Thermal stress and low cycle fatigue.* McGraw Hill, New York, 1966.

[7] Kuhlmann, A. ş.a. *Spannungsverhältnisse beim An — und Abfahrvorgang in Trommeln von Wasserrohrkesseln.* În: Mitt. der VGB, nr. 101, 1966, p. 93—106.

[8] Gill, S.S. *The stress analysis of pressure vessels and pressure vessels components.* Pergamont Press, New York, 1970.

[9] Pich, V.R. *Die Berechnung der elastischen, instationären Wärmespannungen in Platten, Hohlzylindern und Hohlkugeln mit quasistationären Temperaturfeldern.* În: Mitt. der VGB, nr. 88, febr. 1964, p. 53—60.

[10] x x x *Programming languages — PDP — 8 Family Computers.* Digital Equipment Corporation, Maynard, Massachusetts, 1970.

(Articol intrat în redacţie la 14 iunie 1976)

Teste de performanţă utilizate în aprecierea comportării uleiurilor aditivate de turbină

Ing. **Werner Gooss**
şi fiz. **Elena Petriş***)

Stabilitatea şi, implicit, durata de utilizare continuă a uleiurilor depind direct de compoziţia rezultată din procesul de fabricaţie şi de modul de aditivare. Chiar şi uleiurile cu o stabilitate chimică deosebită nu prezintă o rezistenţă absolută la oxidare şi sînt supuse oxidării „nedorite" — proces inevitabil de degradare în timp a uleiurilor, influenţat de o serie de factori ca:

— contactul cu oxigenul din aer:
— prezenţa apei şi a abraziunilor metalice (fier, cupru) cu efect catalitic;
— temperatura;
— lumina etc.

Metodele utilizate în laborator pentru aprecierea calităţii uleiurilor izvorăsc în general din necesitatea de a obţine într-un timp cît mai scurt posibil informaţii cît mai veridice. Astfel s-au introdus în controlul calităţii noilor uleiuri aditivate de turbină, cît şi în urmărirea comportării acestora în exploatare, criterii cunoscute sub denumirea de teste de performanţă. În cele ce urmează se prezintă pe scurt principalele teste de performanţă folosite în controlul uleiurilor aditivate fabricate în ţară.

* Ing. Werner Gooss este cercetător ştiinţific principal ICEMENERG; Elena Petriş este cercetător ştiinţific la ICEMENERG.

Tendinţa de spumare şi stabilitatea spumei

Această caracteristică, extrem de importantă pentru sistemul de ungere şi mai ales de reglaj al unui agregat, se determină conform metodei STAS 7423—70. Spuma superficială este formată de acele bule de aer ce au un diametru de aproximativ 1 mm şi mai mare. Aceste bule, pătrunse în ulei, se ridică rapid la suprafaţă, expandează şi se unifică formînd spuma. Spre deosebire de dispersiile aer în ulei, la care este vorba de bule sferice şi al căror timp de separare nu poate fi micşorat prin adăugarea unor aditivi, formarea spumei de suprafaţă poate fi împiedicată prin antispumanţi [1], [3]. În acest caz este vorba de substanţe care reduc tensiunea superficială a uleiului [4].

Uleiurile siliconice cu greutate moleculară mare, care sînt solubile doar parţial în uleiurile de turbină, constituie chiar în domeniul *ppm* aditivi antispumanţi eficienţi. Dintre aditivii antispumanţi cei mai cunoscuţi sînt polisiloxanii organici, care prezintă formula structurală de mai jos:

$$\begin{array}{l} CH_3-Si(CH_3)_2-O-\left[Si(CH_3)_2-O\right]_x-Si(CH_3)_2-CH_3 \\ \qquad\qquad x = 1-2000 \end{array}$$

Mecanismul de acționare a aditivilor antispumanți nu este în întregime clarificat; se admite în general că tensiunea superficială a uleiului este micșorată [1], [2].

Spumarea exagerată poate fi observată și înlăturată relativ ușor și constituie o deficiență mică față de cea pricinuită de dispersiile aer în ulei, care sînt favorizate de aditivii antispumanți [3], [4].

În exploatare, impuritățile mecanice ajunse în ulei pot stabiliza spuma, constituind un pericol real pentru sistemul de ungere, dar mai ales pentru sistemul de reglaj al turboagregatelor.

Viteza de dezemulsionare

În ceea ce privește capacitatea uleiurilor de a se dezemulsiona, se poate apela la legea lui Stokes pentru a obține unele informații.

Tensiunea interfacială dintre apă și ulei are o influență mai mică la uleiurile de bază, bine rafinate, dar este ușor sesizabilă la uleiurile aditivate. În cele mai multe cazuri, inhibitorii de coroziune sau adaosurile pentru reducerea uzurii măresc apreciabil timpii de separare. În figura 1 se prezintă timpul teoretic de separare a picăturilor de apă din ulei funcție de viscozitatea uleiurilor.

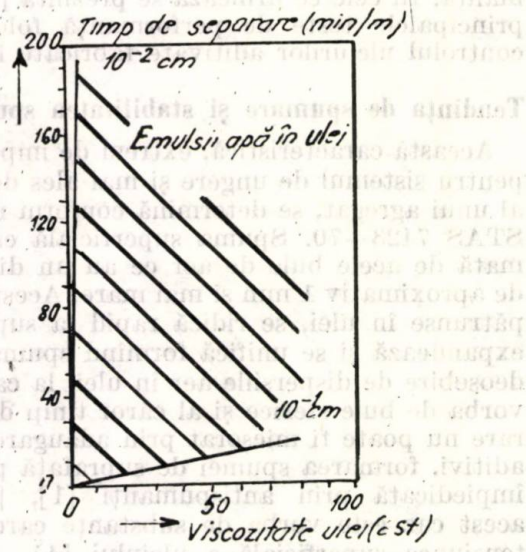


Fig. 1. Dezemulsionarea uleiurilor.

În urma unor determinări de dezemulsionare în laborator, conform metodei STAS 56—70/varianta II, sau după pătrunderea apei în uleiul din agregat, se poate observa deseori că, în ciuda unei linii nete de separare dintre ulei și apă, uleiurile rămîn tulburi. Acest fenomen se datorește picăturilor de apă foarte mici care la viscozitatea dată a uleiului prezintă timpi lungi de separare. Determinările conținutului de apă din astfel de uleiuri au arătat o concentrație de apă de aproximativ 0,1%.

Impuritățile mecanice din circuitul de ungere influențează nefavorabil viteza de dezemulsionare [4], [5]. Emulsiile „aparente" sînt provocate de șlamul coloidal ce rezultă din procesul de oxidare, dar pot fi înlăturate ușor prin filtrare și centrifugare [6], [7].

Rezistența de oxidare

Dintre testele de performanță cunoscute, deosebit de importante sînt acelea care pun în evidență rezistența la oxidare a uleiurilor aditivate de turbină. Această proprietate de bază determină variația principalelor caracteristici fizico-chimice ale uleiurilor și prin aceasta performanțele realizate în exploatare cu uleiurile aditivate de turbină.

Există o varietate mare de metode ce pun în evidență rezistența la oxidare [8], [9], [10] [11], dar vom apela în cele ce urmează la determinarea perioadei de inducție, care s-a folosit la studiul unor uleiuri aditivate de turbină ce s-au oxidat în laborator. Determinarea perioadei de inducție se efectuează conform STAS 8930—71 și a fost inclusă în controlul analitic al uleiurilor aditivate de turbină.

În laboratorul de uleiuri al ICEMENERG s-au efectuat numeroase oxidări în vederea aprecierii comportării unor sorturi de uleiuri aditivate românești. Condițiile în care uleiurile au fost oxidate s-au fixat arbitrar, după cum se poate observa mai jos;

— temperatura de oxidare: 130°C;
— catalizator de cupru spiralat din sîrmă cu diametrul de 1,6 mm și lungimea de 3000 mm;
— debit aer: 2 l/h;
— cantitatea de ulei: 300 ml.

Pentru oxidarea uleiurilor aditivate s-a folosit un aparat Stanhope Seta - Oxidation test for transformer oil and turbine oil.

În aceste condiții s-au oxidat o serie de mostre de uleiuri din exploatare cu scopul de a stabili o corelare a variației caracteristicilor fizico-chimice determinate prin teste de performanță.

În tabelul 1 se prezintă modul de comportare al uleiului aditivat TbA 30, introdus în TA—1 Iernut, în cele două faze de oxidare fixate arbitrar, funcție de scăderea concentrației componentei antioxidante a aditivului. Acest ulei prezintă o durată de funcționare continuă în exploatare de aproximativ 40 000 ore. Numărul de ore de utilizare continuă nu reprezintă cifra reală datorită completărilor mari cu ulei nou, care se practică des în exploatare.

Uleiul aditivat a fost oxidat pînă la limita de decelabilitate a aditivului, adică 0,05%, concentrație a componentei antioxidante determinată din banda de absorbție I.R. la 3 650 cm^{-1} în prisma de LiF.

Tabelul 1

Nr. crt.	Denumirea caracteristicii	Ulei din agregat	Ulei oxidat	
			Faza I	Faza II
1	Viscozitate cinematică la 50°C(cSt)	27,00	27,12	27,51
2	Indice de neutralizare, mg KOH/g ulei	0,171	0,224	0,35
3	Acizi solubili în apă	lipsă	lipsă	lipsă
4	Perioada de inducție Rotary Bomb, minute	210	75	—
5	Tendința și stabilitatea spumei (ml) la :			
	24°C	500—0	340—0	65—0
	93,5°C	40—0	110—0	40—0
	R24°C	430—0	340—0	60—0
6	Viteza de dezemulsionare pentru 40—3—37ml, minute	11	peste 60	peste 60
7	Coroziune pe oțel	FĂRĂ URME DE RUGINĂ		
8	Concentrația aditivului, %	1,35	0,5	0,05
9	Produse de oxidare	spectru I.R.	spectru I.R.	spectru I.R.

Se observă că în această fază de oxidare nu au apărut acizi solubili în apă sau compuși corosivi. Tendința de spumare variază în limitele normale, iar spuma formată nu a fost stabilă.

Viteza de dezemulsionare a depășit limita admisă prin regulamentul de expoatare PE 214—73 pentru uleiurile aditivate de turbină.

În tabelul 2 se poate urmări comportarea uleiului aditivat de turbină TbA30 utilizat la TA—2 din CTE Iernut. Acest ulei prezintă o perioadă de funcționare continuă de aproximativ 35 000 ore, dar și în acest caz completările mari cu ulei nou fac ca cifra indicată să se abată de la cea reală.

Uleiul aditivat de la TA—2 Iernut a avut o comportare asemănătoare cu cea a uleiului din TA—1 Iernut.

Tabelul 2

Nr. crt.	Denumirea caracteristicii	Ulei din agregat	Ulei oxidat
1	Viscozitate cinematică la 50°C, cSt	27,72	27,92
2	Indice de neutralizare mg KOH/g ulei	0,142	0,251
3	Acizi solubili în apă	lipsă	lipsă
4	Perioada de inducție Rotary Bomb, minute	145	70
5	Tendința și stabilitatea spumei la :		
	24°C	300—0	110—0
	50°C	—	170—0
	93,5°C	60—0	35—0
	R 24°C	220—0	80—0
6	Viteza de dezemulsionare pentru 40—3—37 ml, minute	10	peste 60
7	Coroziune pe oțel	FĂRĂ URME DE RUGINĂ	
8	Concentrația aditivului, %	0,80	0,2
9	Produse de oxidare	spectru I.R.	spectru I.R.

Ca și în cazul precedent, valoarea-limită admisă pentru viteza de dezemulsionare a fost depășită, iar spuma formată instabilă.

Acizii solubili în apă nu au apărut pînă la sfîrșitul oxidării, care s-a atins odată cu scăderea concentrației componentei antioxidante pînă la valoarea de 0,2%, iar uleiul oxidat nu a fost corosiv.

Scăderea concentrației aditivului și apariția produselor de oxidare, pentru uleiurile din tabelele 1 și 2, pot fi urmărite la 3650 cm^{-1} LiF, respectiv 1710—1730 cm^{-1} NaCl în spectrele redate în figurile 2 și 3.

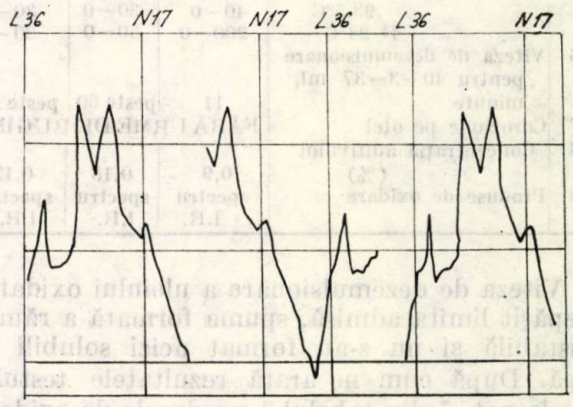


Fig. 2. Uleiuri din agregate :
1 — TA 1 Iernut; *2* — TA 2 Iernut; *3* — TbA 20 Mintia.

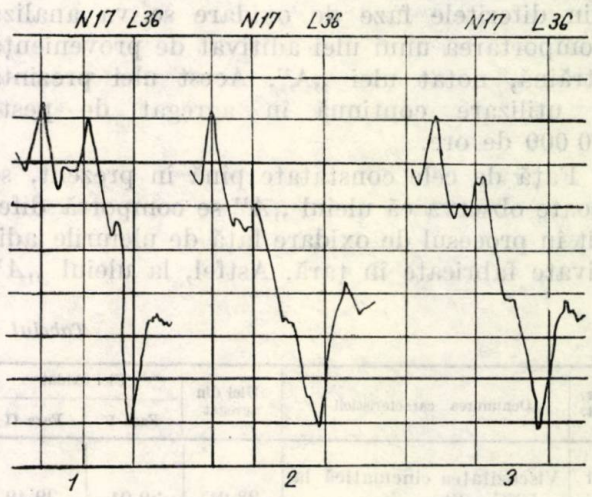


Fig. 3. Uleiuri oxidate :
1 — TA 1 Iernut; *2* — TA 2 Iernut; *3* — TbA 20 Mintia.

În tabelul 3 se poate urmări comportarea uleiului aditivat TbA 20, care se află în serviciu la CTE Mintia, avînd o perioadă de utilizare continuă în turboagregat de aproximativ 33 000 ore.

Uleiul TbA 20 de la CTE MINTIA a fost oxidat pînă ce concentrația componentei antioxidante a aditivului a atins valoarea de 0,12%.

Au apărut, ca și în cazurile precedente, produse de oxidare.

Tabelul 3

Nr. crt.	Denumirea caracteristicii	Ulei din agregat	Ulei oxidat	
			Faza I	Faza II
1	Vscozitatea cinematică la 50°C, cSt	22,48	22,96	23,65
2	Indice de neutralizare, mg KOH/g ulei	0,132	0,226	0,268
3	Acizi solubili în apă	lipsă	lipsă	lipsă
4	Perioada de inducție Rotary Bomb, minute	2175	65	40
5	Tendința și stabilitatea spumei (ml) la :			
	24°C	200—0	65—0	300—0
	50°C	—	—	60—0
	93,5°C	40—0	30—0	30—0
	R 24°C	200—0	50—0	30—0
6	Viteza de dezemulsionare pentru 40—3—37 ml, minute	11	peste 60	peste 60
7	Coroziune pe oțel	FĂRĂ URME DE RUGINĂ		
8	Concentrația aditivului (%)	0,9	0,18	0,12
9	Produse de oxidare	spectru I.R.	spectru I.R.	spectru I.R.

Viteza de dezemulsionare a uleiului oxidat a depășit limita admisă, spuma formată a rămas instabilă și nu s-au format acizi solubili în apă. După cum ne arată rezultatele testului de la pct. 7 din tabelul 3, produsele de oxidare formate nu au avut un caracter corosiv.

Înaintea corelării caracteristicilor uleiurilor din diferitele faze de oxidare se va analiza comportarea unui ulei aditivat de proveniență străină, notat ulei „A". Acest ulei prezintă o utilizare continuă în agregat de peste 50 000 de ore.

Față de cele constatate pînă în prezent, se poate observa că uleiul „*A*" se comportă diferit în procesul de oxidare față de uleiurile aditivate fabricate în țară. Astfel, la uleiul „*A*"

Tabelul 4

Nr. crt.	Denumirea caracteristicii	Ulei din agregat	Ulei oxidat	
			Faza I	Faza II
1	Viscozitatea cinematică la 50°C, cSt	28,91	29,01	29,49
2	Indice de neutralizare, mgKOH/g ulei	0,0763	0,133	0,181
3	Acizi solubili în apă	lipsă	lipsă	lipsă
4	Perioadă de inducție Rotary Bomb, minute	75	53	40
5	Tendința și stabilitatea spumei (ml) la :			
	24°C	20—0	200—0	320—0
	50°C	80—0	180—0	—
	93,5°C	20—0	60—0	35—0
	R 24°C	20—0	160—0	285—0
6	Viteza de dezemulsionare pentru 40—3—37 ml, min	PESTE 60 MINUTE		
7	Coroziune pe oțel	FĂRĂ URME DE RUGINĂ		
8	Concentrația aditivului, %	0,4	0,15	0,1
9	Produse de oxidare	spectru I.R.	spectru I.R.	spectru I.R.

viteza de dezemulsionare este foarte mare chiar în faza de oxidare mai puțin pronunțată. Produsele de oxidare, puse în evidență prin spectroscopia de absorbție I.R. la 1710—1730 cm^{-1} NaCl, prezintă o bandă de absorbție practic neinterpretabilă, deși concentrația componentei antioxidante a ajuns, ca și în cazul oxidărilor efectuate cu uleiurile românești, la aproximativ 0,1%.

Figura 4 permite să se urmărească modul în care a decurs oxidarea uleiului „A" în condiții de exploatare, într-un interval de 5 ani.

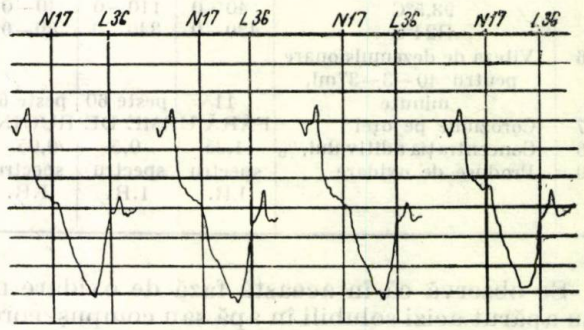


Fig. 4. Uleiuri din agregate :
1—TA 7 (1975) ; *2*—TA 7 (1971) ; *3*—TA 8 (1975) ; *4*—TA 8 (1971).

Concentrația aditivului a scăzut la uleiul din TA—7 de la 0,7% (1971) la 0,4% (1975), în timp ce la TA—8 uleiul „A" a parcurs limitele de 0,5% (1971) și 0,275% (1975).

Urmărirea atentă a spectrului din figura 4 permite să se observe că uleiul „A" prezintă o structură diferită față de cea a uleiurilor românești. Astfel, hidrocarburile aromate, determinate conform metodei Brandes [12] din extincția obținută la 1610 cm^{-1} în prisma NaCl, se găsesc în proporție mai mică în comparație cu concentrația acestora din uleiurile românești.

Faptul că viteza de dezemulsionare este foarte mare — adică peste 60 minute — limita admisă pentru uleiurile românești, chiar la o oxidare mai puțin avansată, ar îndreptăți ipoteza că uleiul „A" conține și o componentă aminică care reduce tensiunea interfacială în detrimentul vitezei de dezemulsionare.

În figura 5 s-au corelat perioadele de inducție, determinate prin metoda Rotary, cu concentrația componentelor antioxidante ale aditivilor. Corelarea s-a efectuat atît pentru uleiurile aditivate ce au fost oxidate în laborator, cît și pentru cele oxidate în turboagregate.

Din această diagramă se desprinde o concluzie esențială pentru corelarea caracteristicilor și mai ales pentru stabilirea valorilor admise pentru exploatarea uleiurilor aditivate, și anume aceea că în privința sensului de desfășurare a reacțiilor de oxidare atît în laborator cît și în exploatare nu există deosebiri esențiale. Dacă această afirmație n-ar cores-

punde realităţii, atunci perioadele de inducţie, aproximativ egale, obţinute pentru aceeaşi concentraţie de aditiv—determinată fie prin oxidări în laborator, fie în urma oxidării uleiuri-

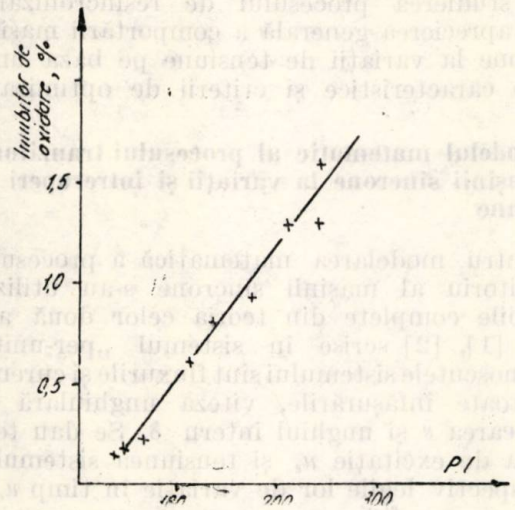


Fig. 5. Variaţia perioadei de inducţie în funcţie de concentraţia de aditiv.

lor în condiţiile de funcţionare ale turboagregatelor — , nu s-ar mai înscrie pe aceeaşi dreaptă.

Faptul că sensul reacţiilor de oxidare este asemănător se confirmă şi prin felul produselor de oxidare evidenţiate în figurile 2 şi 3. Acest lucru este deosebit de important deoarece valorile-limită corelate, obţinute în procesul de oxidare în laborator, pot fi extrapolate pentru aprecierea comportării uleiurilor aditivate de turbină în exploatare.

Pentru a arăta proporţionalitatea ce există între perioada de inducţie şi concentraţia componentei antioxidante, în tabelul 5 au fost grupate valorile obţinute pentru domeniul-limită.

Tabelul 5

y_i	x_{i1}	x_{i2}	x_{i3}
0,20	65	70	—
0,15	53	47	45
0,10	40	40	40

Apelînd la metoda celor mai mici pătrate, se obţine ecuaţia următoare:

$$y = 0{,}00287x + 0{,}00116,$$

în care

y este concentraţia componentei antioxidante, %;

x — perioada de inducţie, minute.

Concluzii

1. În lucrarea de faţă se descriu principalele caracteristici de performanţă, care prezintă importanţă pentru studiul şi urmărirea modificărilor calitative ale uleiurilor aditivate de turbină, de care depinde exploatarea sigură a turboagregatelor.

2. Testele de performanţă sînt de asemenea utile pentru aprecierea calităţii uleiurilor noi şi permit diferenţierea unor sorturi de uleiuri de compoziţie diferită.

3. Prin corelarea valorilor obţinute prin aplicarea testelor de performanţă cu spectroscopia de absorbţie în I.R., în vederea stabilirii unor valori-limită raţionale, s-a stabilit un model matematic care permite controlul comportării uleiurilor aditivate de turbină în exploatare.

Bibliografie

[1] Shirlett, A. şi Brosely, C. In: Ind. Lubric and Tribology 25, nr. 5, apr. 1973, p. 63.

[2] Kitchener, J. A. şi Cooper, C. F. În: Quart. Revs. nr. 13, 1959, p. 71.

[3] Volpata, G.A., Manzi, A.G., Bel, S. şi Ross, A. European Tribology Congress, Londra, 25—27 sept. 1973.

[4] Hubmann, A, Pass, F. şi Lanik, A. *Bewertungskriterien legierter Turbinenöle.* În: Erdöl und Erdgas Zeitschrift nr. 87, 1971, p. 163.

[5] Wilson, A.C.M. *The service performance of steam turbine oils. Oxidation stability and the predominant causes of service degradatiotn.* În: J. Inst. of Petroleum, 59, nr. 566, 1973.

[6] Hoffmann, R. *Methoden und Geräte zur Ölfilterung.* 4. Forum der Schmierungspraktiker, Leipzig, 1—24 sept. 1965.

[7] Klein, K. şi Crauer, L.S. *New technology in centrifugal processing of fats and oils.* În: J. Am. Oil Chem. Soc., 51, nr. 8, 1974, p. 368—370.

[8] Pass, F. şi Lanik, A. *Kohlenwasserstoff-Schmieröle, Zusammensetzung und Alterungseigenschaften.* În: Mineralöltechnik, nr. 3, 1967.

[9] Klimov, A. K., Turski. În: Khim. Tekhnol. Topl. Masel, nr. 1, 1975, p. 45—47.

[10] Vainshtok, V.V., Levente, R.A., Bakaleinikov, M.B. şi Dolganova, V.G. În: Khim. Tekhnol. Topl. Masel, nr. 10, 1974, p. 42.

[11] Anantakrishnan, S.V. şi Varadaraja, R. În: Indian J. Chem., 12, nr. 4, 1974, p. 373—375.

[12] Berthold, P.H., Rösner, H. şi Wilde, G. *Strukturgruppenanalyse natürlicher und technischer Kohlenwasserstoffgemische.* VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1968.

(Articol intrat în redacţie la 15 mai 1976)

Contribuții la analiza procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații profunde de tensiune care o scot din sincronism

Ing. H. Zărnescu
și ing. I. Ignat*)

Considerații generale

Studiul proceselor tranzitorii ale mașinii sincrone la variații și întreruperi ale tensiunii sistemului energetic prezintă o mare importanță economică atît pentru centralele electrice din sistem — care trebuie să asigure continuitatea alimentării cu energie electrică —, cît și pentru consumatorii industriali care au acționări cu motoare sincrone, unde pierderea stabilității dinamice a acestora conduce la întreruperea proceselor tehnologice.

În lucrarea de față se prezintă cîteva contribuții și considerații teoretice la analiza procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații și întreruperi de tensiune care scot cert mașina din sincronism. Aceste considerații teoretice au rezultat ca o sinteză a teoriei acționărilor cu motoare sincrone și al unui studiu amplu pe calculator al procesului tranzitoriu al mașinii sincrone, pusă atît în regim de motor cît și în regim de generator și în condițiile cele mai grele de sarcină.

Studiul pe calculator se referă la o mașină sincronă cu puterea de 4,5 kVA, 380 V, cu poli aparenți, cuplul mecanic fiind menținut constant și egal cu cel nominal, atît în regim de motor cît și în cel de generator.

S-a luat în studiu o mașină sincronă cu poli aparenți, pentru a putea extinde concluziile atît la motoarele sincrone din industria chimică cît și la hidrogeneratoare.

Rezolvarea sistemului de ecuații diferențiale neliniare — Park —, care caracterizează procesul tranzitoriu al mașinii sincrone, s-a executat cu ajutorul calculatorului numeric Heylett Packard 9820 A, al Institutului politehnic Cluj-Napoca. S-a utilizat metoda Runge-Kutta, varianta Gill și un program în limbajul calculatorului.

Studiul proceselor tranzitorii ale mașinii sincrone la variații de tensiune este laborios, existînd riscul de a pierde esența fenomenelor în mulțimea elementelor numerice și curbelor obținute. În scopul sistematizării studiului și pentru sesizarea elementelor esențiale, se propune utilizarea unor metode grafice și descompunerea sa în următoarele etape:

— studierea procesului de desprindere din sincronism;

— studierea procesului de resincronizare;

— aprecierea generală a comportării mașinii sincrone la variații de tensiune pe baza unor curbe caracteristice și criterii de optimizare.

2. Modelul matematic al procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații și întreruperi de tensiune

Pentru modelarea matematică a procesului tranzitoriu al mașinii sincrone s-au utilizat ecuațiile complete din teoria celor două axe Park [1], [2] scrise în sistemul „per-unit". Necunoscutele sistemului sînt fluxurile și curenții din toate înfășurările, viteza unghiulară ω, alunecarea s și unghiul intern δ. Se dau tensiunea de excitație u_e și tensiunea sistemului u, respectiv legile lor de variație în timp $u_e = f(t)$ și $u = f(t)$

Pentru modelarea matematică a procesului tranzitoriu al mașinii sincrone s-a utilizat următorul sistem de ecuații diferențiale:

$$u_d = u \sin \delta = r i_d + \frac{1}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\psi_d}{\mathrm{d}t} - \psi_q \frac{1}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\vartheta}{\mathrm{d}t} \tag{1}$$

$$u_q = u \cos \delta = r i_q + \frac{1}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\psi_q}{\mathrm{d}t} + \psi_d \frac{1}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\vartheta}{\mathrm{d}t} \tag{2}$$

$$u_e = i_e + \frac{T_e}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\psi_e}{\mathrm{d}t} \tag{3}$$

$$0 = i_D + \frac{T_D}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\psi_D}{\mathrm{d}t} \tag{4}$$

$$0 = i_Q + \frac{T_Q}{\omega_n}\frac{\mathrm{d}\psi_Q}{\mathrm{d}t} \tag{5}$$

$$i_q \psi_d - i_d \psi_q - m_m = \frac{T_m}{\omega_n^2}\frac{\mathrm{d}^2\vartheta}{\mathrm{d}t^2} \tag{6}$$

$$\psi_d = x_d i_d + i_D + i_e \tag{7}$$

$$\psi_q = x_q i_q + i_Q \tag{8}$$

$$\psi_e = i_d x_d(1 - \sigma_{de}) + i_D(1 - \mu_e) + i_e \tag{9}$$

$$\psi_D = i_d x_d (1 - \sigma_{dD}) + i_D + i_e(1 - \mu_D) \tag{10}$$

$$\psi_Q = i_q x_q (1 - \sigma_q Q) + i_Q \tag{11}$$

$$\delta = \vartheta - \omega_n t + \frac{\pi}{2} \tag{12}$$

$$\frac{\mathrm{d}\vartheta}{\mathrm{d}t} = \omega \tag{13}$$

$$s = \frac{\omega_n - \omega}{\omega_n} \tag{14}$$

*) Ing. Horațiu Zărnescu este inginer principal la Întreprinderea Electrocentrale Cluj-Napoca și doctorand la I.P. Iași; ing. Iosif Ignat este cercetător la Centrul de calcul de la Institutul politehnic Cluj-Napoca.

în care:

δ —este unghiul intern al mașinii, în radiani;

ϑ —unghiul de poziție, în radiani;

t —timpul, în secunde;

s —alunecarea;

m_m —cuplul mecanic, în valori relative „per-unit";

u —amplitudinea tensiunii, în valori relative „per-unit" (la tensiune nominală $u=1$).

Celelalte mărimi din ecuațiile (1)—(14) au semnificațiile uzuale din teoria celor două axe [1].

Sistemul de ecuații (1) — (14) este scris pentru regimul de motor. În regim de motor (regim sincron, la $t = 0$), unghiul δ ia valori negative, cuplul electromagnetic m_e este pozitiv, iar ecuația cuplurilor este dată de expresia (6). În regim de generator (regim sincron, la $t = 0$), unghiul δ ia valori pozitive, cuplul electromagnetic este negativ, iar în ecuația cuplurilor (6) se schimbă semnul minus dintre cuplurile m_e și m_m prin semnul plus.

Curbele $s = f(t)$ și $s = f(\delta)$ ce se vor prezenta în continuare au fost ridicate direct de ploterul calculatorului.

3. Studiul procesului de desprindere și ieșire din sincronism la variații și întreruperi de tensiune

Pentru a aborda în mod eficient problema ieșirii din sincronism trebuie în primul rînd să răspundem la următoarele întrebări:

— cum definim desprinderea din sincronism a mașinii sincrone la variații de tensiune?

— cum definim ieșirea certă din sincronism la variații de tensiune?

În consecință, se propun următoarele definiții:

O mașină sincronă se desprinde din sincronism la o variație de tensiune cînd a obținut o anumită alunecare și nu mai poate reveni în regim sincron ($s = 0$) la orice valoare a curentului de excitație, dacă tensiunea rămîne la un nivel mai scăzut, corespunzător acestei variații de tensiune.

O mașină sincronă a ieșit cert din sincronism cînd a obținut o anumită alunecare și nu mai poate reveni în regim sincron ($s = 0$) la orice valoare a curentului de excitație, chiar dacă tensiunea revine la valoarea nominală, sau revenirea se face cu solicitări inadmisibile.

În al doilea rînd trebuie să stabilim la ce valori ale parametrilor — măsurabili — mașina sincronă se desprinde sau iese cert din sincronism.

Pentru a rezolva această problemă se propune o metodă grafică (mai exactă) pe baza curbelor ridicate de calculator și o metodă analitică.

A) *Metoda grafică*

Metoda grafică se bazează pe utilizarea curbelor $s = f(\delta)$ și $s = f(t)$ trasate de ploterul calculatorului pentru diferite valori ale tensiunii:

$$u = 0{,}9\,;\ 0{,}8\,;\ 0{,}7..0{,}1\,;\ 0$$

Aceste curbe se dau în figura 1, cadranul II și I.

În figura 1, cadranul II, se vede că curba separactică $s = f(\delta)$ ($u = 0{,}65$) taie axa δ la un unghi δ_d. La toate curbele $s = f(\delta)$ care corespund unei valori mai mici ale tensiunii ($u<0{,}65$) și la care se depășește unghiul δ_d, alunecarea s crește continuu și mașina iese din sincronism. Zona care se află în afara curbei separactice corespunde instabilității [3]. Alunecările de desprindere s_d se obțin prin intersecția unei perpendiculare dusă prin δ_d cu curbele $s = f(\delta)$ corespunzătoare fiecărei tensiuni.

Examinînd figura 1, se poate trage concluzia că desprinderea din sincronism se poate defini, pentru fiecare valoare a tensiunii, prin următorii parametri:

$$\begin{cases} \delta \geqslant \delta_d \\ s \geqslant s_d \end{cases} \tag{15}$$

în care:

δ_d este unghiul de desprindere;

s_d — alunecarea de desprindere la o tensiune $u<0{,}65$.

În mod practic, se poate utiliza o singură valoare pentru alunecarea de desprindere, și anume valoarea minimă S_{dm}, care corespunde primei curbe $s = f(\delta)$ deschise și respectiv tensiunii de desprindere s_d, întrucît, în cazul scăderilor mai mari ale tensiunii ($u<u_d$), mașina trece cu certitudine prin această valoare spre alunecări mai mari.

În acest fel desprinderea din sincronism se poate defini printr-o pereche de doi parametri:

$$\begin{cases} \delta \geqslant \delta_d \\ s \geqslant s_{dm} \end{cases} \quad \begin{cases} \delta \geqslant \delta_d \\ u \leqslant u_d \end{cases} \quad \begin{cases} s \geqslant s_{dm} \\ u \leqslant u_d \end{cases} \tag{16}$$

Introducînd notațiile algebrei logice, procesul desprinderii din sincronism la variații de tensiune se poate exprima astfel:

$$\text{Desprinderea din sincronism} = \delta_d \cap s_{dm} \cup \delta_d \cap u_d \cup s_{dm} \cap u_d \tag{17}$$

în care

δ_d este unghiul de desprindere din sincronism;

s_{dm} — alunecarea minimă de desprindere, care corespunde tensiunii u_d;

u_d — tensiunea de desprindere (valoarea maximă a tensiunii la care se desprinde mașina sincronă).

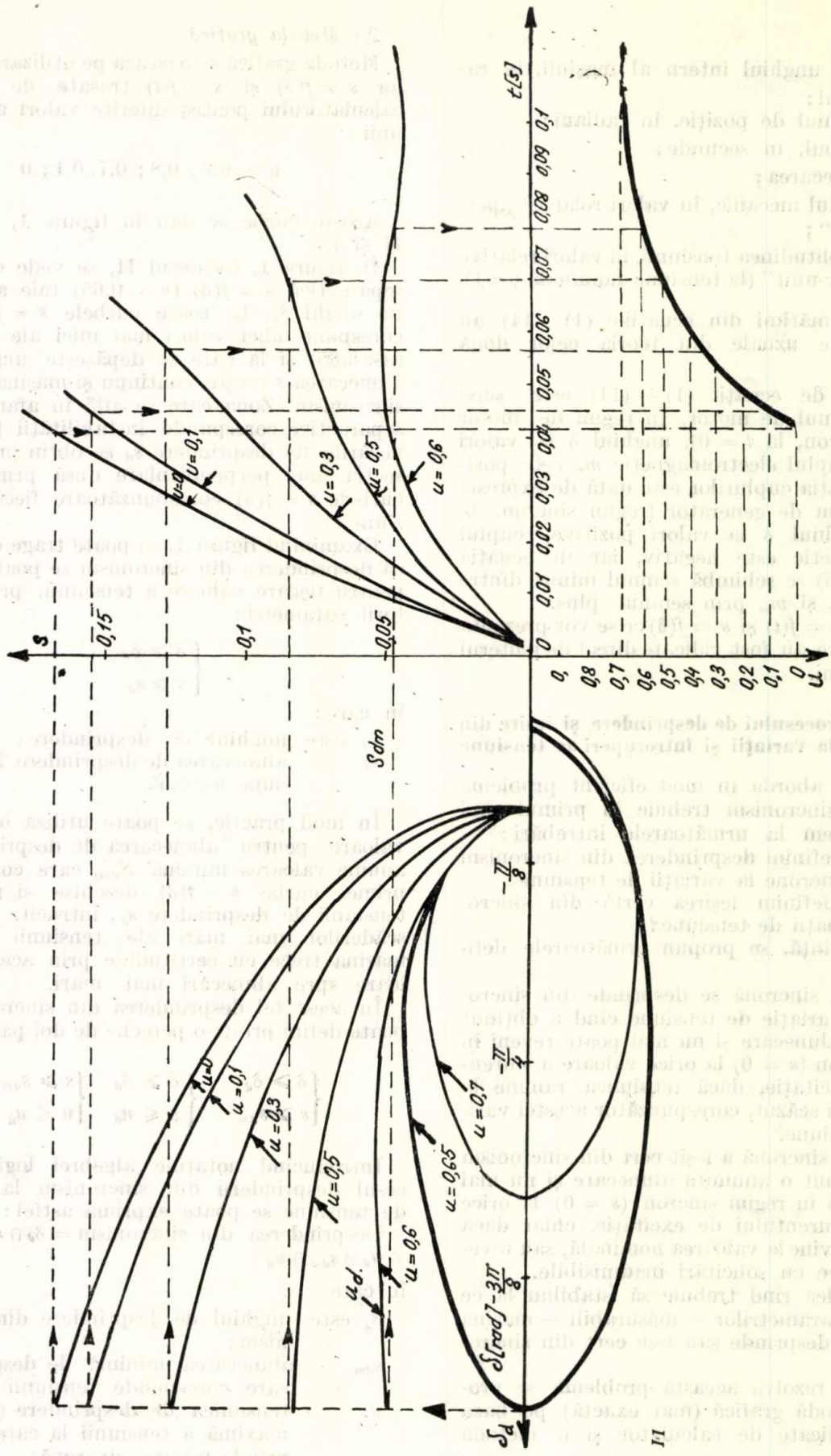


Fig. 1. Curbele de desprindere $s = f(\delta)$ și $s = f(t)$. Determinarea curbei $u = f(t)$.

Toţi parametrii care intră în relaţiile (16) şi (17) se determină din diagramele $s = f(\delta)$ prezentate în figura 1, cadranul II.

Relaţiile (16) şi (17) pot să stea la baza realizării unor protecţii împotriva ieşirii din sincronism. O protecţie împotriva ieşirii din sincronism care se poate realiza cu relee uzuale (relee de tensiune minimă şi de timp) are la bază utilizarea curbei de aptitudine dinamică a maşinii sincrone la variaţii de tensiune $u = f(t)$ construită în figura 1, cadranul IV, după procedeul grafic indicat. Menţionăm că o astfel de curbă a mai fost determinată şi de alţi cercetători români [4] pe baza unui model matematic mai simplificat, fără însă a se prezenta o metodă grafică directă pentru construcţia acesteia.

Atît curba de aptitudine dinamică $u = f(t)$ cît şi relaţia (17) asigură o protecţie sigură împotriva ieşirii din sincronism, dar nu epuizează întreaga rezervă de stabilitate dinamică de care dispune maşina sincronă. Atît relaţia (17) cît şi curba $u = f(t)$ au fost deduse în ipoteza că tensiunea a scăzut în treaptă pînă la $u < u_d$ şi rămîne în continuare la aceste valori.

Probele executate pe calculator au arătat că în cazul revenirii tensiunii la valoarea nominală ($u = 1$) — după producerea golului de tensiune — maşina se poate resincroniza chiar dacă a atins alunecări mai mari decît S_{dm}, dar mai mici decît alunecarea critică de intrare în sincronism. s_{cr}, utilizată în acţionările cu motoare sincrone şi asupra căreia se va reveni în continuare.

În figura 2 se prezintă aceste probe, curbele $s = f(t)$ fiind ridicate pentru diferite variaţii de tensiune, iar procesul de resincronizare începe odată cu revenirea tensiunii la valoarea nominală (porţiunile din curbe trasate cu linie mai groasă), la diferite valori ale alunecării iniţiale.

Alunecarea critică s_{cr}, menţionată anterior, corespunde curentului de excitaţie de mers în gol (în cazul maşinii studiate $s_{cr} = 9{,}78\%$).

Alunecarea critică reprezintă şi alunecarea certă de ieşire din sincronism, întrucît maşina

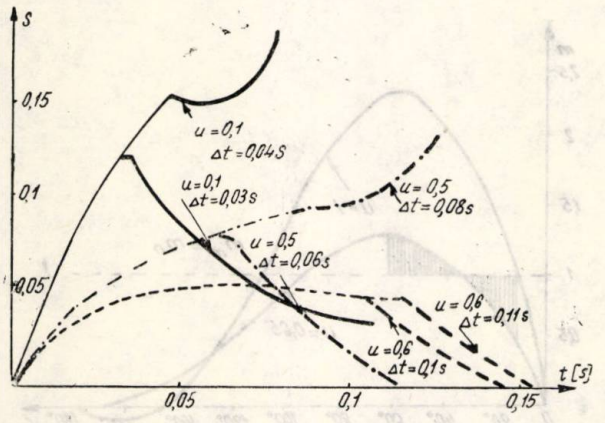


Fig. 2. Curbele $s = f(t)$ la excitaţie nominală şi diferite variaţii de tensiune.

nu se mai poate resincroniza la revenirea tensiunii la valoarea nominală dacă alunecarea iniţială la care a fost surprinsă este mai mare decît aceasta ($s > s_{cr}$).

În cazul în care alunecarea iniţială este cuprinsă în limitele $s_{dm} < s < s_{cr}$, maşina sincronă se va resincroniza prin rostogoliri şi va suporta efortul electrodinamic şi termic provocat de şocul de curent care apare la revenirea tensiunii la valoarea nominală. Sub rezerva verificării maşinii la şocul de curent menţionat, în cazul general valoarea alunecării de protecţie este cuprinsă în limitele:

$$s_{dm} < s_p < s_{cr}$$

În consecinţă, procesul ieşirii certe din sincronism se poate defini astfel:

Ieşirea certă din sincronism $= u_d \cap s_{cr} \cup \delta_d \cap s_{cr}$. (18)

B. *Metoda analitică*

Metoda grafică necesită determinarea parametrilor regimului tranzitoriu şi rezolvarea sistemului complet de ecuaţii diferenţiale prezentat pe un calculator electronic dotat cu ploter, pentru fiecare tip de maşină sincronă în parte.

Pentru a evita această muncă laborioasă, se propune o metodă analitică directă care necesită numai parametrii uzuali din catalogul maşinii.

Metoda analitică prezentată în lucrare are la bază ideea de a stabili o expresie analitică pentru alunecarea de desprindere din sincronism s_d în funcţie de următorii parametri: GD^2, curentul de excitaţie, valoarea tensiunii şi, respectiv, s_{cr}. În acest scop s-a studiat pe calculator influenţa acestor parametri asupra procesului de desprindere din sincronism, alunecările de desprindere s_d determinîndu-se ca în figura 1, prin intersecţia perpendicularei ridicate prin unghiul de desprindere δ_d cu curbele $s = f(\delta)$ trasate pentru diferite valori ale parametrilor.

Influenţa valorii tensiunii asupra procesului de desprindere se deduce din figura 1, pe baza curbelor $s = f(\delta)$ ridicate pentru $GD^2 =$ constant şi tensiune de excitaţie constantă.

Influenţa valorii momentului de giraţie asupra procesului de desprindere rezultă din analiza curbelor $s = f(\delta)$ din figura 3 ridicate pentru diferite valori ale acestuia (GD^2, $3GD^2$, $9\,GD^2$ la o variaţie de tensiune medie ($u =$ const. $= 0{,}4$; $\Delta t = 0{,}3$ s, şi la tensiune de excitaţie constantă $u_e = u_{en}$).

Influenţa curentului de excitaţie asupra procesului de desprindere rezultă din figura 4, pe baza curbelor $s = f(\delta)$ ridicate pentru trei valori ale tensiunii de excitaţie ($u_e = 1$; $u_e = u_{en} = 2$; $u_e = 4$) la $GD^2 =$ constant şi la

aceeaşi variaţie de tensiune ca în cazul precedent ($U = 0{,}4$; $\Delta t = 0{,}3$ s).

Înainte de a scrie expresia analitică a alunecării de desprindere S_d, se reaminteşte expresia alunecării critice, s_{cr} din teoria acţionărilor cu

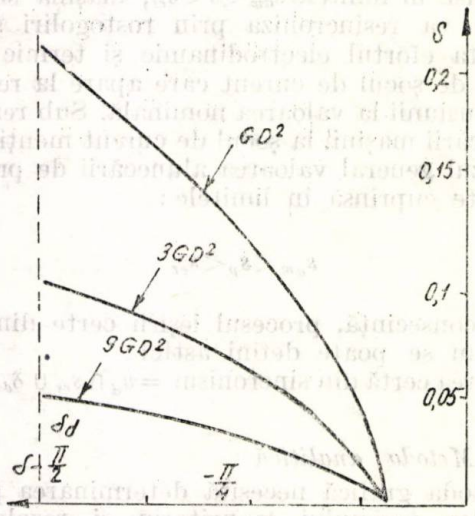


Fig. 3. Curbele $s = f(\delta)$ la desprindere la diferite valori ale GD^2.

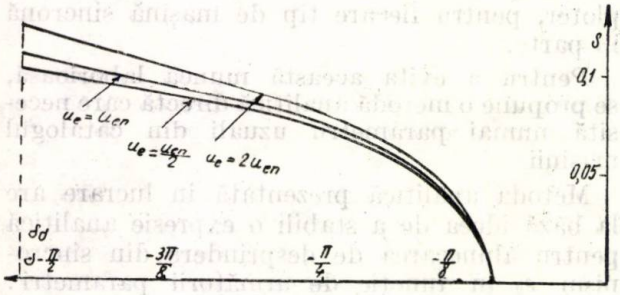


Fig. 4. Curbele $s = f(\delta)$ la desprindere pentru diferite excitaţii.

motoare sincrone, care reprezintă cea mai mare valoare a alunecării la care un motor sincron se poate sincroniza la tensiune nominală, la un curent de excitaţie şi GD^2 dat, expresie care a fost verificată în practica acţionărilor cu motoare sincrone [5], [6]:

$$s_{cr} = 0{,}06 \sqrt{\frac{m_{smax}}{T_M}} \qquad (19)$$

în care

$m_{s\,max} = \dfrac{M_{s\,max}}{M_n}$ este cuplul sincron maxim la un curent dat de excitaţie, în valori relative;

$T_M = \dfrac{GD^2\, n_s^2}{364\, s_n}$ — constanta electromecanică de timp, în secunde;

GD^2 — momentul de giraţie al agregatului, în tfm²;

s_n — puterea aparentă a maşinii sincrone, în kVA;

n_s — turaţia sincronă, în rot/min.

Sintetizînd rezultatele obţinute prin prelucrarea datelor din studiul anterior, se propune următoarea relaţie de calcul pentru alunecarea de desprindere din sincronism:

$$s_d = K_1(1 - K_2 u^2)\,(1 + K_3 i_e)\,0{,}06 \sqrt{\frac{m_{smax}}{T_M}} \qquad (20)$$

în care

s_d este alunecarea de desprindere din sincronism pentru o anumită valoare a tensiunii;

$i_e = \dfrac{i_e[A]}{i_{eon}[A]}$ — curentul de excitaţie, în valori relative;

i_{eon} — curentul de excitaţie nominal de mers în gol;

m_{smax} — cuplul sincron maxim la curentul i_{eon}, în valori relative;

u — valoarea relativă a tensiunii, cuprinsă în limitele $0 < u < u_d$;

$K_1 = 1{,}56$; $K_2 = 1{,}95$ — la motoarele sincrone $K_2 = 3$ — la generatoare; $K_3 = 0{,}05$ — coeficienţi determinaţi din studiul menţionat anterior.

Ţinînd seama de relaţia (19), expresia (20) devine:

$$S_d = K_1(1 - K_2 u^2)\,(1 + K_3 i_e) s_{cr} \qquad (21)$$

Relaţiile (20) şi (21) permit să se determine alunecările de desprindere pentru valorile tensiunii de la zero la tensiunea de desprindere (u_d).

Pentru determinarea tensiunii de desprindere u_d se poate utiliza *criteriul ariilor*, explicat pe larg în lucrările de specialitate [7].

Pentru exemplificare, în figura 5 s-a prezentat grafic aplicarea criteriului ariilor la maşina studiată, din care s-a dedus $u_d = 0{,}6$, valoare care coincide cu cea determinată prin studiul pe calculator (fig. 1, cadranul II).

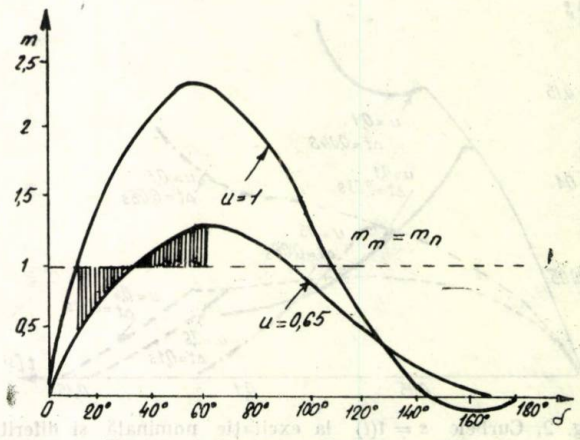


Fig. 5. Aplicarea criteriului ariilor.

Introducînd valoarea tensiunii de desprindere u_d în expresiile (20) sau (21), se obține alunecarea de desprindere minimă:

$$s_{dm}=K_1(1-K_2 u_d^2)(1+K_3 i_e)0{,}06\sqrt{\frac{m_{smax}}{T_M}} \tag{22}$$

Înlocuind coeficienții K_1, K_2, K_3 și tensiunea u_d în relația (22) prin valorile numerice date anterior, se obține:

$$s_{dm}=0{,}511\cdot 0{,}06\sqrt{\frac{m_{smax}}{T_M}}=0{,}511\, s_{cr}$$

În acest studiu, $m_{s\,max}=2{,}35$, $T_M=0{,}885$ s, $s_{cr}=0{,}0978$ (9,78%) și în baza relației (22) a rezultat $s_{dm}=0{,}05$ (5%).

Parametrul s_{dm} dat de relația (22) și valoarea u_d se pot utiliza pentru protecția mașinii împotriva ieșirii din sincronism, conform relației (17).

Din comparația curbelor $S=f(\delta)$ ridicate la diferite excitații atît pentru motor cît și pentru generator, a rezultat o concluzie interesantă: la aceleași valori ale sarcinii, excitației și GD^2, parametrii de desprindere δ_d și s_{dm} sînt egali atît în cazul motorului cît și ai generatorului și se modifică foarte puțin la creșterea excitației. Aceasta arată că mărimile δ_d și s_{dm} reprezintă parametrii caracteristici de desprindere ai mașinii sincrone.

Pe de altă parte, studiul a arătat că tensiunea de desprindere u_d este mai mică la generator ($u_d=0{,}47$) decît la motor ($u_d=0{,}6$), fapt care dovedește că motorul este mai sensibil la goluri de tensiune.

În figura 6 se prezintă sugestiv un rezumat al rezultatelor obținute prin metoda grafică și analitică, utilizînd curbele care exprimă dependența alunecării de desprindere de valoarea relativă a tensiunii — $s_d=f(u)$ — atît pentru motor cît și pentru generatorul sincron. Curbele $s_d=f(u)$ sînt împărțite în intervale distincte care au semnificația arătată în figură.

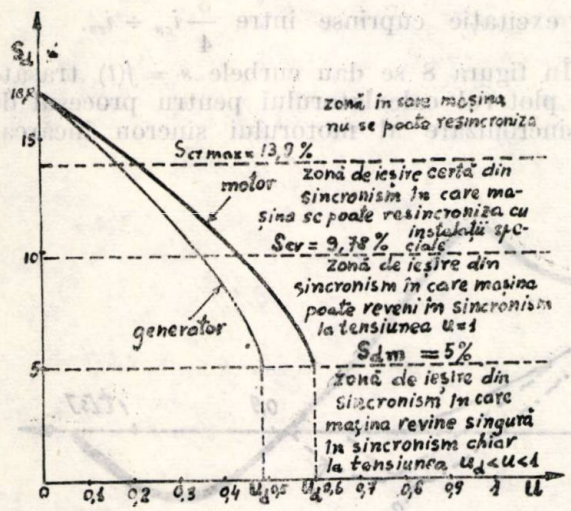


Fig. 6. Curbele alunecării de desprindere în funcție de nivelul tensiunii $s_d=f(u)$.

În consecință, protecția mașinii sincrone la ieșirea din sincronism se poate realiza în două moduri diferite, după cum urmează:

a) o protecție de desprindere din sincronism foarte sigură, dar care nu epuizează toată rezerva de stabilitate dinamică, se realizează prin utilizarea relației (17) sau a curbei de reacție $u=f(t)$ menționată anterior;

b) o protecție împotriva ieșirii certe din sincronism, care epuizează și rezerva de stabilitate dinamică a mașinii sincrone, se obține folosind relația (18) sau următorii parametri:

$$\begin{cases} s\geqslant s_{cr} \\ u\leqslant u_d \end{cases} \qquad \begin{cases} s\geqslant s_{cr} \\ \delta\geqslant \delta_d \end{cases} \tag{23}$$

Această protecție se poate aplica cu condiția ca mașina sincronă să poată suporta solicitarea electrodinamică și termică provocată de șocul de curent care apare la revenirea tensiunii și rostogolirea rotorului.

Aceste două tipuri de protecții se pot utiliza fie pentru asigurarea demarajului instalației de resincronizare (*a*), fie pentru deconectarea mașinii sincrone de la rețea (*b*).

Studiul procesului de resincronizare

Prin resincronizare se înțelege procesul tranzitoriu care se produce cînd mașina sincronă iese din sincronism sub influența unei cauze perturbatoare (variația tensiunii, excitației și cuplului mecanic) și reintră în sincronism încărcată cu o sarcină apropiată de valoarea nominală.

În această lucrare, procesul de resincronizare se studiază presupunînd că mașina sincronă a fost dezexcitată după ieșirea sa certă din sincronism — acest procedeu rezultă și din concluziile de la punctul următor — , iar după revenirea tensiunii la valoarea nominală s-a accelerat sub influența cuplului asincron și apoi s-a reconectat excitația.

În acest capitol se examinează influența următorilor parametri asupra desfășurării procesului de resincronizare, începînd cu momentul inițial cînd se reconectează excitația:

— unghiul intern inițial;

— tensiunea (curentul de excitație);

— alunecarea inițială.

În figura 7 se prezintă curbele $s=f(\delta)$ trasate de ploterul calculatorului (cu linie întreruptă) pentru procesul de resincronizare al motorului studiat încărcat cu cuplu rezistent nominal, la alunecări inițiale relativ mari și apropiate ca valoare ($s_i=0{,}12-0{,}14$)

și la următoarele unghiuri interne inițiale $\delta_i = 40{,}58$ rad (curba *1*), $\delta_i = -41{,}057$ rad (curba *2*), $\delta_i = -43{,}082$ rad (curba *3*).

Din examinarea acestor curbe rezultă că valoarea unghiului intern inițial nu are mare influență asupra desfășurării procesului de resincronizare, în special în cazul în care alunecarea inițială depășește valoarea s_{dm} și intrarea în sincronism se face cu rostogoliri, fapt confirmat și prin încercări experimentale [5].

Curbele *4*, *5* și *6*, trasate cu linie continuă in figura 7, corespund pentru aceleași condiții inițiale, tensiunea de alimentare a înfășurării de excitație avînd însă următoarele valori: $u_e = u_{eon}$ (tensiunea de excitație nominală de mers în gol — curba *4*), $u_e = 2u_{eon}$ (curba *5*), $u_e = 4u_{eon}$ (forțare — curba *6*).

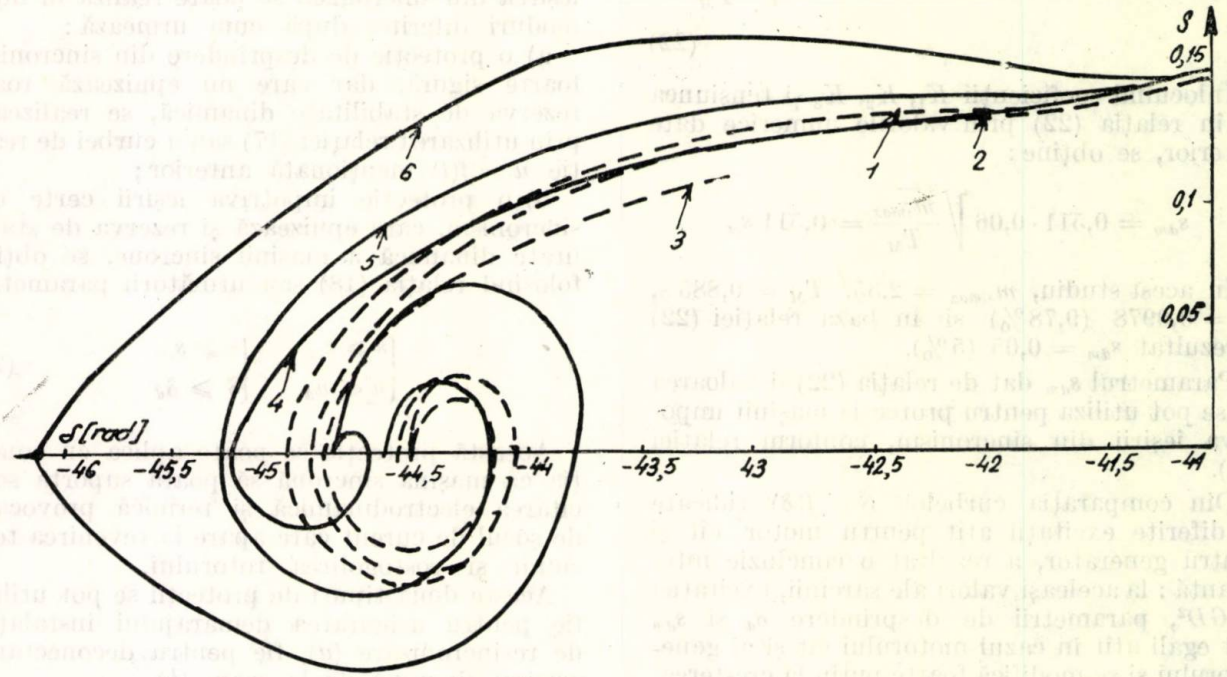


Fig. 7. Curbele $s = f(\delta)$ pentru diferite unghiuri δ_i și excitații.

Din examinarea acestor curbe rezultă că valoarea tensiunii (curentului) de excitație are o influență destul de importantă asupra procesului de resincronizare. La valori mari ale curentului de excitație apar oscilații puternice ale alunecării și curentului statoric (curba *6*). Din studiu a rezultat ca recomandabile — pentru resincronizare — valori ale curentului de excitație cuprinse între $\frac{3}{4} i_{en} \div i_{en}$.

În figura 8 se dau curbele $s = f(t)$ trasate de ploterul calculatorului pentru procesul de resincronizare al motorului sincron încărcat

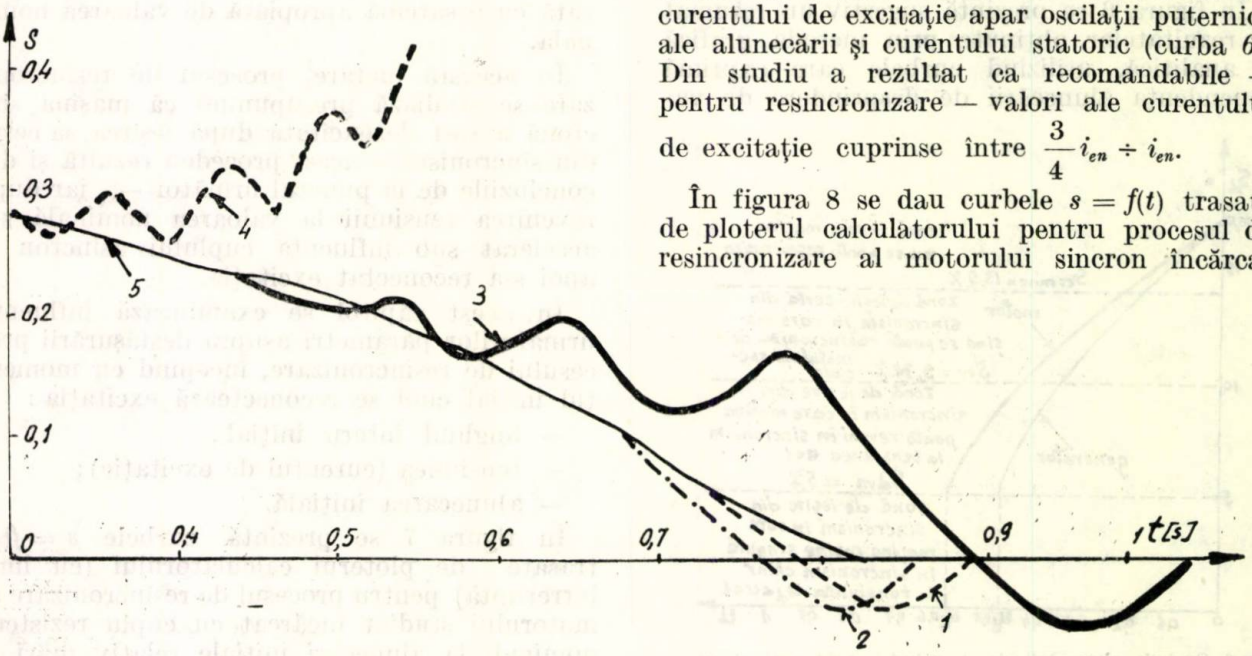


Fig. 8. Curbele $s = f(t)$ pentru diferite alunecări inițiale.

la cuplu nominal, la un curent de excitație egal cu cel nominal, excitația fiind conectată la următoarele valori ale alunecării inițiale: $s_i = 0{,}59$ (curba *1*), $s_i = 0{,}1$ (curba 2), $s_i = 0{,}22$ (curba *3*), $s_i = 0{,}29$ (curba *4*) și $u_e = 0$ (curba 5).

Menționăm că alunecarea critică calculată cu relația (19) pentru curentul de excitație nominal este $s_{cr} = 0{,}14$, iar la forțare $s_{crmax} \cong 0{,}2$.

Din examinarea acestor curbe rezultă că alunecarea inițială este un parametru hotărîtor al procesului de resincronizare, alături de valoarea cuplului mediu asincron $m_a = f(s)$.

Curbele $s = f(t)$ ridicate în figura 8 confirmă valabilitatea relației (19) și în cazul proceselor de resincronizare : conectarea excitației la alunecări mai mari decît alunecarea calculată cu relația (19), pentru cuplul sincron corespunzător curentului de excitație de forțare, conduce fie la oscilații foarte mari ale alunecării și curentului statoric (curba *3*), fie la rotarea resincronizării (curba *4*).

Din analiza curbelor $s = f(t)$ din figura 8 rezultă că procesul de resincronizare decurge cu atît mai favorabil cu cît alunecarea inițială este mai mică (curbele *1*, *2*), fapt confirmat și de experiență. Cum cea mai mică valoare a alunecării care se poate atinge în procesul de resincronizare (de accelerare în lipsa excitației) este alunecarea stabilă în regim asincron s_a — care corespunde intersecției dintre curba cuplului mediu asincron $m_a = f(s)$ și curba cuplului mecanic $m_m = f(s)$ —, rezultă legea optimizării resincronizării, după cum urmează :

$$s_i = s_a \tag{24}$$

în care s_i este alunecarea inițială la care se reconectează excitația.

În lucrarea [6] se arată modul de determinare a alunecării s_a.

Relația (24), care a fost verificată experimental, trebuie completată și cu relația pentru determinarea aptitudinii de resincronizare :

$$s_{cr} \geqslant s_a \tag{25}$$

5. Metodă de apreciere generală a comportării unei mașini sincrone la variații și întreruperi de tensiune

După ce s-au studiat în detaliu cele două momente importante ale procesului tranzitoriu la variații de tensiune — procesul de desprindere din sincronism și procesul de resincronizare —, este necesar să se prezinte o metodă de apreciere generală asupra întregului proces tranzitoriu al mașinii sincrone la variații și intreruperi de tensiune, care să cuprindă ieșirea din sincronism, accelerarea la revenirea tensiunii și resincronizarea.

Această apreciere generală se bazează pe următoarele verificări :

a) verificarea aptitudinii mașinii sincrone de a se resincroniza în sarcină cu ajutorul relației (25) ;

b) verificarea stabilității mașinii sincrone în procesul tranzitoriu pe baza curbelor $s = f(t)$;

c) verificarea socilitării electrodinamice și termice pe baza curbelor $i = f(t)$.

Verificarea aptitudinii de resincronizare cu relația (25) arată ce rezerve are mașina sincronă din punctul de vedere al cuplului asincron mediu $m_a = f(s)$ — parametru de bază al procesului tranzitoriu — de a atinge o alunecare minimă s_a, de la care procesul de resincronizare reușește cu certitudine. Relația (25) exprimă numai o rezervă de stabilitate dinamică potențială, care se poate folosi mai bine prin dotarea mașinii sincrone cu o instalație de resincronizare, care o dezexcită la ieșirea din sincronism și îi dă posibilitatea să se accelereze pînă la alunecarea s_a sub influența cuplului asincron.

Curbele $s = f(t)$, ridicate la variații și întreruperi de tensiune, caracterizează stabilitatea (starea) mașinii în procesul tranzitoriu și evoluția acesteia în timp.

Curbele $i = f(t)$ ale curentului statoric, ridicate la variații de tensiune, caracterizează solicitarea termică și electrodinamică a mașinii sincrone în procesul tranzitoriu. Studiul a arătat că în înfășurările rotorice apar supracurenți numai atunci cînd aceștia se manifestă și în stator, iar pe de altă parte supracurenții din colivia de amortizare i_D, i_Q iau valori relative mai mici decît cei statorici și se amortizează mai repede.

Curbele caracteristice $s = f(t)$ și $i = f(t)$ trebuie ridicate pentru variația de tensiune cea mai probabilă (rezultată din prelucrarea statistică a variațiilor de tensiune) și pentru întreruperea maximă de tensiune înregistrată.

După ce s-au stabilit curbele caracteristice ale procesului tranzitoriu, este necesar să se introducă cîteva criterii de optimizare a acestui proces, pentru a compara diferite metode de resincronizare.

Procesul tranzitoriu al mașinii sincrone la variații și întreruperi de tensiune decurge în condiții optime dacă sînt satisfăcute următoarele criterii :

$$\int_0^T s \, dt = min$$

$$\int_0^T i^2 \, dt = min \tag{26}$$

$$i_{max} \leqslant i_a$$

în care

T este durata totală a procesului tranzitoriu, din momentul apariției golului de tensiune și pînă la terminarea resincronizării ($s = 0$) ;

i — amplitudinea curentului statoric, în valori relative;

i_{max} — amplitudinea maximă a curentului statoric pe toată durata procesului tranzitoriu, în valori relative;

i_a — amplitudinea curentului statoric maxim admisibilă din punct de vedere al solicitării electrodinamice (la motoarele sincrone $i_a = ci_p$, unde i_p este amplitudinea maximă a curentului la pornire și $c = 1{,}1 - 1{,}2$).

În figura 9 se prezintă curbele $s = f(t)$, iar în figura 10 curbele $i = f(t)$ ale motorului sincron studiat pentru o variație de tensiune medie ($u = 0{,}4$; $\Delta t = 0{,}3$ s).

În figurile 9 și 10 s-au utilizat următoarele notații:

— curba *1* — mașina a fost dezexcitată și înfășurarea de excitație scurtcircuitată ($r_d = 0$);

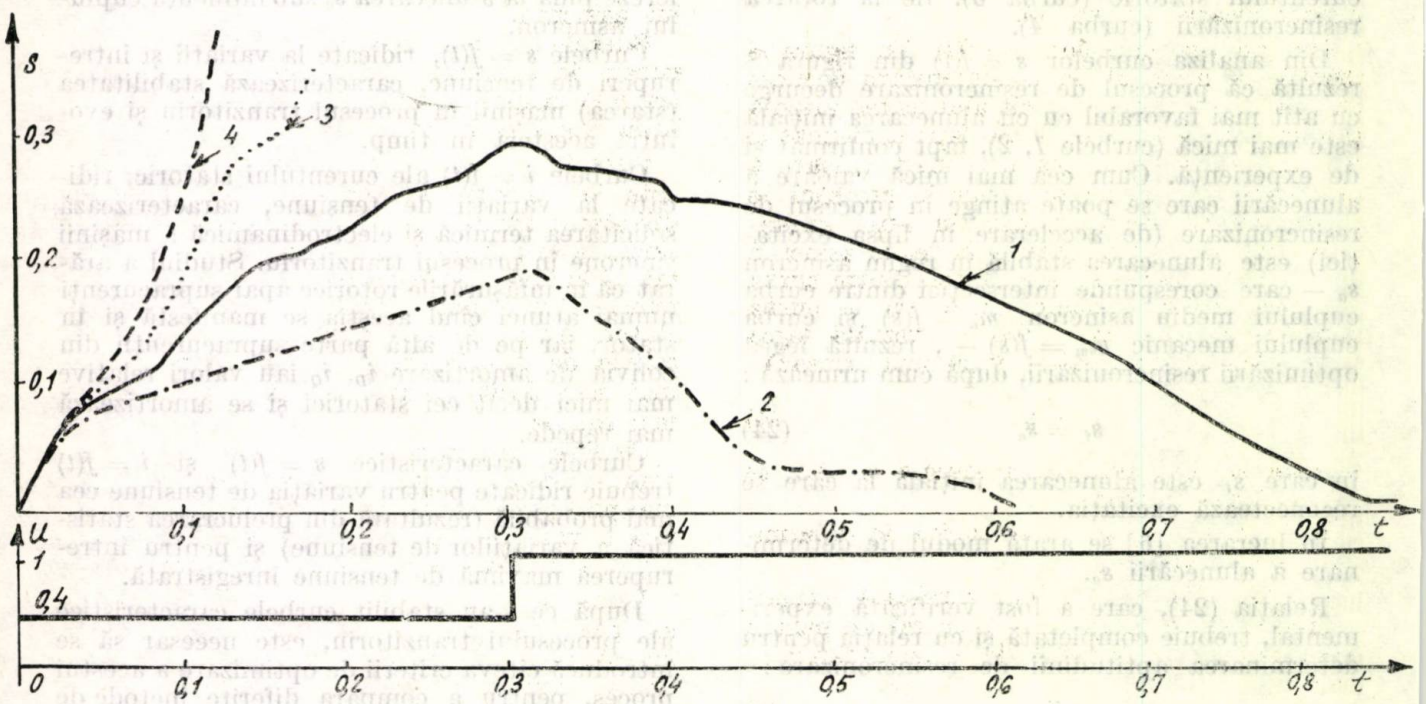


Fig. 9. Curbele $s = f(t)$ pentru motor.

— curba *2* — înfășurarea de excitație este închisă peste o rezistență de descărcare ($r_d = 8r_e$);

— curba *3* — mașina a rămas excitată la valoarea nominală (u_{en});

— curba *4* — mașina are excitația forțată ($2u_{en}$).

În conformitate cu criteriile admise (26), din examinarea curbelor din figura 9 și 10 rezultă că procesul tranzitoriu este optim cînd înfășurarea de excitație este scurtcircuitată peste o rezistență, iar la păstrarea excitației la valoarea nominală sau la forțarea acesteia (curbele *3*, *4*) mașina nu mai revine în sincronism.

O concluzie importantă, care rezultă din analiza acestor curbe, constă în aceea că motorul sincron ieșit cert din sincronism ($s > s_{cr}$) nu poate fi resincronizat prin păstrarea sau forțarea excitației, fapt care impune deconectarea acesteia pentru accelerarea prealabilă a motorului sub influența cuplului asincron, urmată apoi de reconectarea excitației și intrarea în procesul de resincronizare. Pentru realizarea acestor operații este necesară o instalație automată de resincronizare [8].

În figura 11 se prezintă curbele $s = f(t)$ pentru aceeași mașină funcționînd în regim de generator, ridicate pentru o variație de tensiune profundă ($u = 0{,}2$; $\Delta t = 0{,}5$ s). Notațiile curbelor din figura 11 sînt identice cu cele din figura 9.

Din examinarea acestor curbe se observă că, spre deosebire de motor — unde procesul tranzitoriu evoluează în timpul scăderii tensiunii într-un singur sens, de frînare —, în cazul generatorului procesul tranzitoriu este mult mai complex, întrucît acesta tinde mai întîi să se frîneze, iar apoi se ambalează datorită scăderii cuplului electromagnetic, fapt care impune ca studiile să fie făcute pe fiecare mașină în parte.

Din examinarea curbelor $s = f(t)$ din figura 11, rezultă că la ieșirea certă a generatorului din sincronism forțarea excitației — ca și la motor — nu ajută procesul de resincronizare, ci frînează și mai puternic mașina (curba *4*), iar în al doilea rînd că trebuie să acordăm atenție modului de acționare asupra excitației și în timpul scăderii tensiunii — nu numai cînd aceasta a revenit la valoarea nominală — întrucît această acțiune determină valoarea alunecării inițiale de la care începe procesul

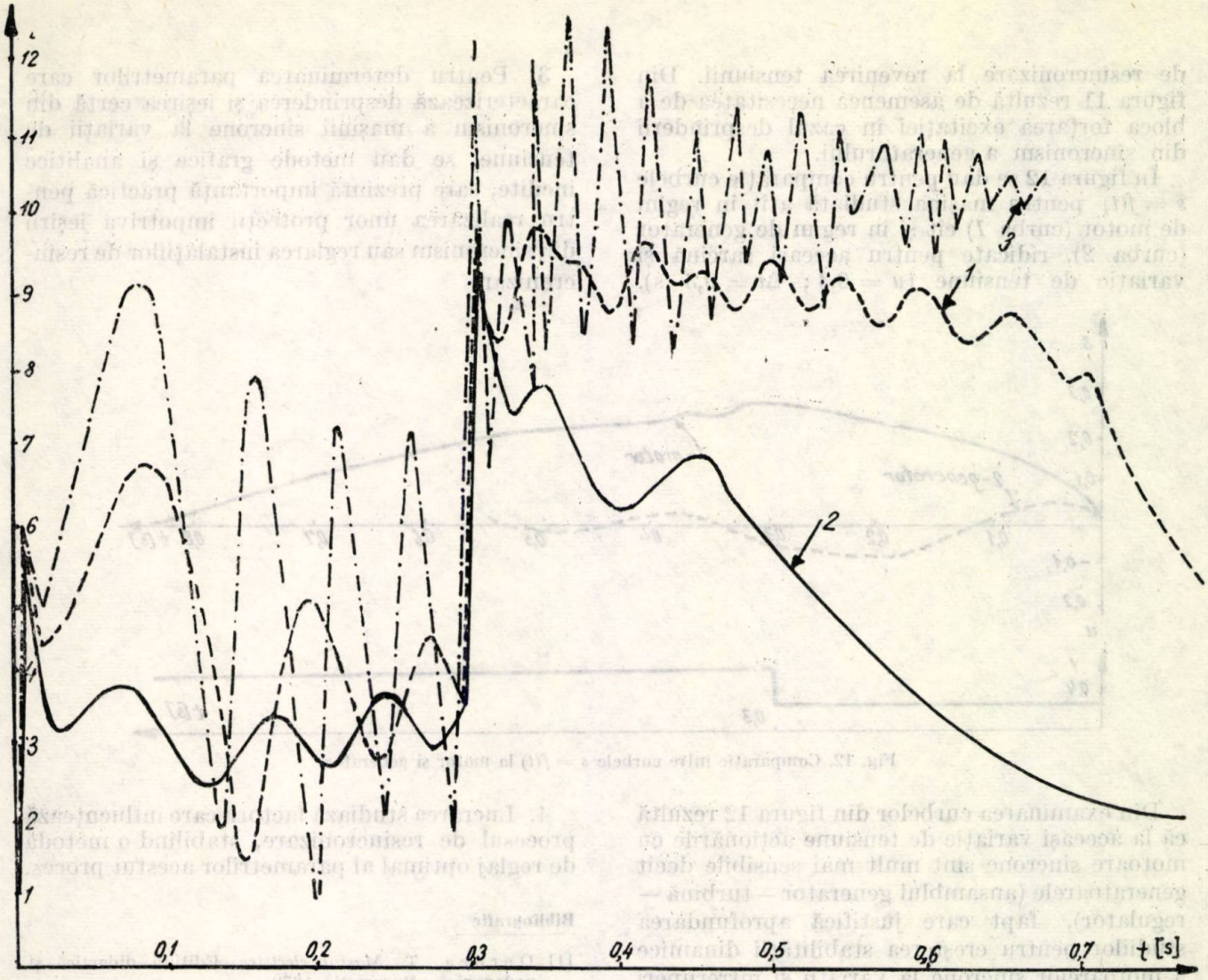


Fig. 10. Curbele $i = f(t)$ pentru variația de tensiune $u = 0,4$ $\Delta t = 0,3$ s.

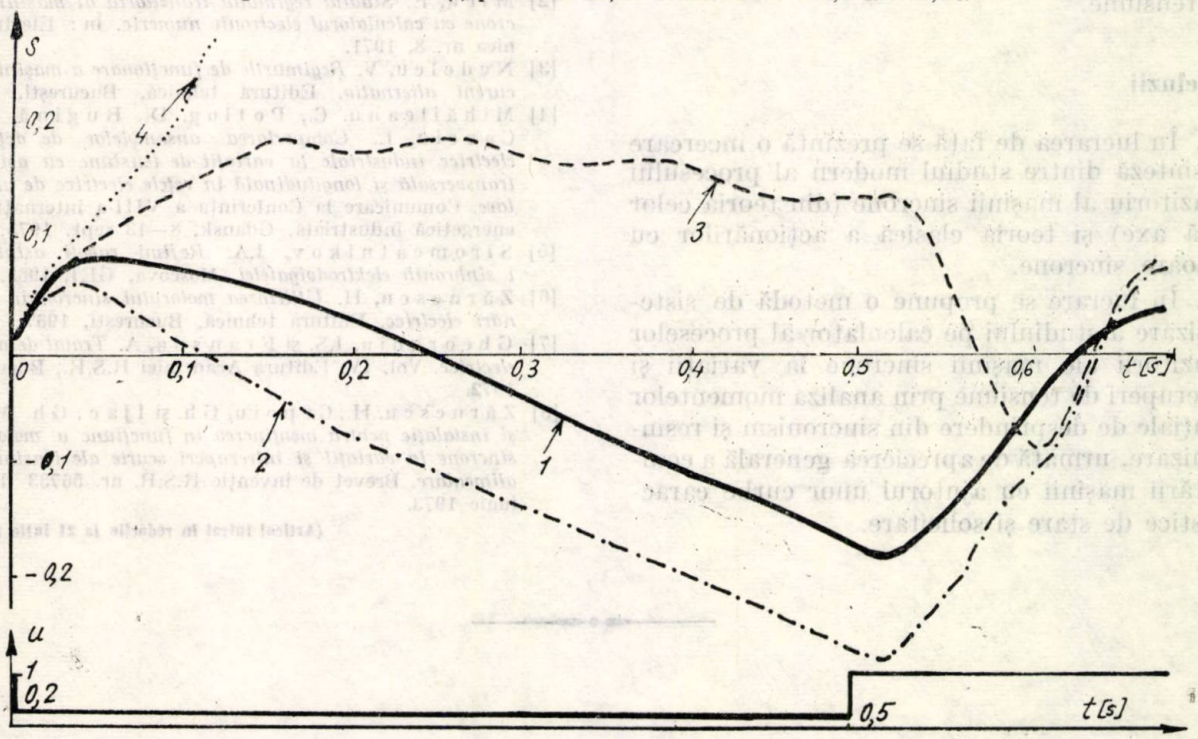


Fig. 11. Curbele $s = f(t)$ pentru generator.

de resincronizare la revenirea tensiunii. Din figura 11 rezultă de asemenea necesitatea de a bloca forțarea excitației în cazul desprinderii din sincronism a generatorului.

În figura 12 se dau pentru comparație curbele $s = f(t)$ pentru mașina studiată atît în regim de motor (curba *1*) cît și în regim de generator (curba *2*), ridicate pentru aceeași sarcină și variație de tensiune ($u = 0{,}4$; $\Delta t = 0{,}3$ s).

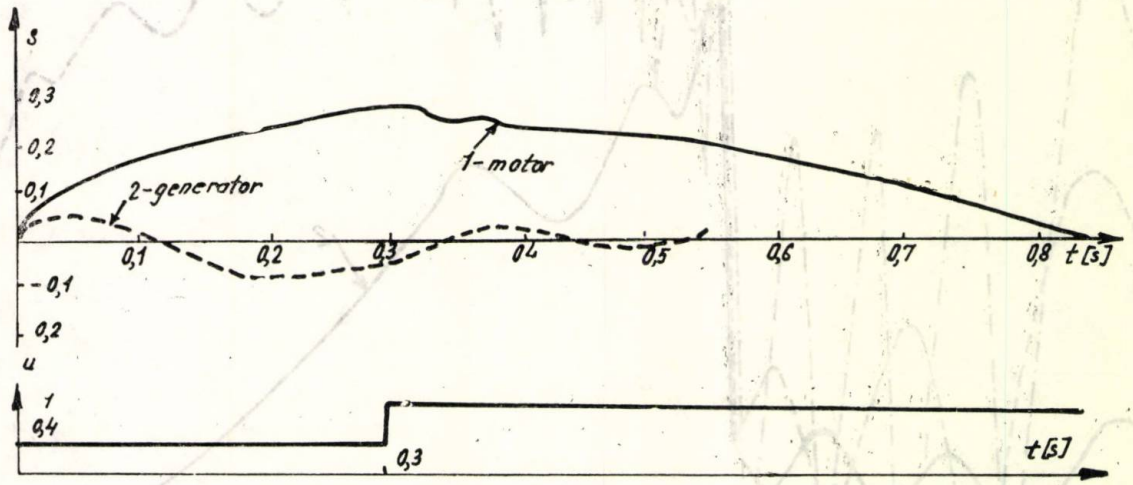


Fig. 12. Comparație între curbele $s = f(t)$ la motor și generator.

Din examinarea curbelor din figura 12 rezultă că la aceeași variație de tensiune acționările cu motoare sincrone sînt mult mai sensibile decît generatoarele (ansamblul generator — turbină — regulator), fapt care justifică aprofundarea studiilor pentru creșterea stabilității dinamice a motoarelor sincrone la variații și întreruperi de tensiune.

Concluzii

1. În lucrarea de față se prezintă o încercare de sinteză dintre studiul modern al procesului tranzitoriu al mașinii sincrone (din teoria celor două axe) și teoria clasică a acționărilor cu motoare sincrone.

2. În lucrare se propune o metodă de sistematizare a studiului pe calculator al proceselor tranzitorii ale mașinii sincrone la variații și întreruperi de tensiune prin analiza momentelor esențiale de desprindere din sincronism și resincronizare, urmată de aprecierea generală a comportării mașinii cu ajutorul unor curbe caracteristice de stare și solicitare.

3. Pentru determinarea parametrilor care caracterizează desprinderea și ieșirea certă din sincronism a mașinii sincrone la variații de tensiune, se dau metode grafice și analitice inedite, care prezintă importanță practică pentru realizarea unor protecții împotriva ieșirii din sincronism sau reglarea instalațiilor de resincronizare.

4. Lucrarea studiază factorii care influențează procesul de resincronizare, stabilind o metodă de reglaj optimal al parametrilor acestui proces.

Bibliografie

[1] Dordea, T. *Mașini electrice*. Editura didactică și pedagogică, București, 1970.

[2] Micu, E. *Studiul regimului tranzitoriu al mașinii sincrone cu calculatorul electronic numeric*. În: Electrotehnica nr. 8, 1971.

[3] Nedelcu, V. *Regimurile de funcționare a mașinilor de curent alternativ*. Editura tehnică, București, 1968.

[4] Mihăileanu, C., Potlog, D., Ruginâ, V. și Canciu, L. *Comportarea ansamblelor de acționări electrice industriale la variații de tensiune cu asimetrie transversală și longitudinală în rețele electrice de alimentare*. Comunicare la Conferința a VIII-a internațională energetică industrială, Gdansk, 8—13 sept. 1975.

[5] Sîromeatnikov, I.A. *Rejimi raboti asînhronih i sinhronîh elektrodvigatelei*. Moscova, GEI, 1963.

[6] Zărnescu, H. *Utilizarea motorului sincron în acționări electrice*. Editura tehnică, București, 1967.

[7] Gheorghiu, I.S. și Fransua, A. *Tratat de mașini electrice*. Vol. IV. Editura Academiei R.S.R., București, 1972.

[8] Zărnescu, H., Cepoiu, Gh. și Ijac, Gh. *Metodă și instalație pentru menținerea în funcțiune a motoarelor sincrone la variații și întreruperi scurte ale tensiunii de alimentare*. Brevet de invenție R.S.R. nr. 56733 din 13 iunie 1973.

(Articol intrat în redacție la 21 iulie 1976)

Algoritm și program pentru calculul regimurilor staționare și al pierderilor de putere în rețelele radiale de medie tensiune

Dr. ing. **N. Chirculescu**
și ing. **D. Marinescu***

Asigurarea unei proiectări și exploatări raționale a sistemului energetic reprezintă o preocupare permanentă a energeticienilor din țara noastră. O expresie a acestei preocupări este reprezentată de acțiunile organizate în domeniul reducerii consumurilor tehnologice, ceea ce pentru întreprinderile de rețele electrice se traduce prin micșorarea pierderilor în rețelele de transport și distribuție a energiei electrice. Pentru a stabili măsurile concrete care să conducă la reducerea pierderilor de putere și energie electrică, este necesar să se dispună de metode rapide care să permită determinarea și localizarea acestora pe elemente sau părți de instalații, în condițiile sistemului informațional existent în exploatarea rețelelor de transport și distribuție.

În articolul de față se prezintă algoritmul și programul RAM, precum și rezultatele obținute prin aplicarea acestuia pe exemple de calcul.

Programul RAM (rețele arborescente de medie tensiune) permite determinarea circulației de curenți și puteri, a tensiunilor în noduri, precum și a pierderilor de putere activă și reactivă în rețelele de medie tensiune. S-a elaborat un algoritm de calcul care să țină seama de nivelul real de cunoaștere a rețelei studiate pe baza măsurătorilor ce se efectuează în sistemul actual de exploatare. Este evident că nesimultaneitatea măsurătorilor, erorile aparatelor de măsură și lipsa de informații privind unele mărimi în rețelele de medie tensiune au ca efect scăderea gradului de precizie a rezultatelor.

Programul RAM se referă la calculul rețelelor radiale de medie tensiune simetrice, alimentînd consumatori simetrici, a căror schemă de principiu este dată în figura 1. De la bara de medie tensiune a unei stații (6—20 kV) pornește o linie care se poate ramifica creînd noi artere de alimentare. De-a lungul acestor linii se branșează derivațiile consumatorilor, care, în cazul general, constau dintr-o linie alimentînd transformatorul consumatorului de joasă tensiune.

Elementele rețelei sînt reprezentate prin cuadripoli tip Γ, caracterizați prin rezistență, reactanță longitudinală și admitanță transversală (la linii — susceptanță capacitivă, la transformator — conductanță și susceptanță reactivă determinate din pierderile în gol și din curentul de magnetizare).

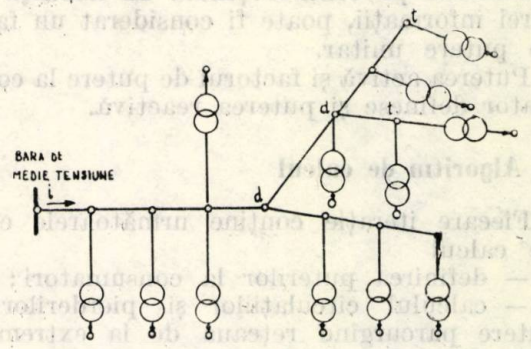


Fig. 1. Schema de principiu a unei rețele radiale; *i* — punct de alimentare (inițial); *d* — punct de derivație; *t* — punct terminal.

Calculul se efectuează cu luarea în considerație a circulațiilor, consumului și pierderilor de putere reactivă.

S-a adoptat un procedeu iterativ de calcul, fiecare iterație compunîndu-se din doi pași de calcul distincți, și anume: determinarea circulațiilor și pierderilor de putere în rețea și determinarea tensiunilor în noduri.

Ipoteze de calcul. Date de intrare

Pentru calculul circulațiilor și al tensiunilor, este necesară cunoașterea următoarelor date:

— tensiunea nominală a rețelei:

— tensiunea nodului de alimentare;

— caracteristicile transformatoarelor din rețea;

— parametrii legăturilor rețelei — rezistența, reactanța, admitanța capacitivă (sau lungimea, secțiunea și materialul);

— puterile la consumatori.

Determinarea puterilor la consumatori se realizează pornind de la una din următoarele trei ipoteze de cunoaștere a consumului:

a) se cunosc curenții tuturor consumurilor măsurați pe cele trei faze ale secundarului transformatoarelor MT/JT;

b) se cunoaște curentul total de alimentare și eventual și curenții unor consumatori; puterea activă de alimentare, corectată în suma puterilor cconsumatorilor definiți și cu suma pierderilor active în linii și transformatoare, se repartizează proporțional cu puterile nominale ale transformatoarelor consumatorilor;

c) pentru variante ale unui regim de bază deja calculat, se cunoaște curentul total de alimentare; repartizarea puterilor active în noul regim se face proporțional cu puterile active din regimul anterior, ceea ce implică o ipoteză de conformitate a sarcinilor individuale în raport cu sarcina totală.

* Autorii lucrează la ISPE.

În privința factorului de putere, acesta trebuie definit la fiecare consumator; în cazul în care nu se cunoaște, consumatorilor individuali li se atribuie un factor de putere mediu aproximat pe toată rețeaua. În absența oricărei informații, poate fi considerat un factor de putere unitar.

Puterea activă și factorul de putere la consumator definesc și puterea reactivă.

2. Algoritm de calcul

Fiecare iterație conține următoarele etape de calcul

— definirea puterilor la consumatori;

— calculul circulațiilor și pierderilor de putere parcurgînd rețeaua de la extremități spre alimentare, utilizînd în calcul tensiunile obținute la iterația precedentă;

— calculul tensiunilor în nodurile rețelei, parcurgînd rețeaua de la alimentare spre extremități;

— verificarea convergenței.

2.1. *Determinarea circulațiilor și a pierderilor*

După determinarea puterilor active și reactive ale consumatorilor în etapa anterioară (vezi § 1), se poate trece la calculul circulațiilor de puteri.

Figura 2 reprezintă o porțiune a rețelei conținînd elemente tipice — liniile $1-i$, $i-j$ și derivația la consumator $i-k$, compusă dintr-o linie serie cu transformatorul, ale cărui elemente de schemă sînt raportate la tensiunea primară.

Puterile activă și reactivă necesare în punctul K' pentru a asigura puterile activă și reactivă P_k și Q_k cerute de consumator în nodul k au expresiile:

$$P_{ki} = P_k + G_T\, U_k^2 \cdot 1000$$

$$Q_{ki} = Q_k + B_T\, U_k^2 \cdot 1000$$

(unitățile de măsură folosite sînt [kW], [kVAr], [A], [kV] [Ω], [S]).

Puterea care pleacă din punctul i este:

$$P_{ik} = P_{ki} + (R_{Li-k} + R_{Ti-k})\, 3\, I_{ik}^2/1000$$

$$Q_{ik} = Q_{ki} + (X_{Li-k} + X_{Ti-k})\, 3\, I_{ik}^2/1000$$

unde curentul I_{ik} este dat de

$$3I_{ik}^2 = \frac{P_{ki}^2 + Q_{ki}^2}{U^2}.$$

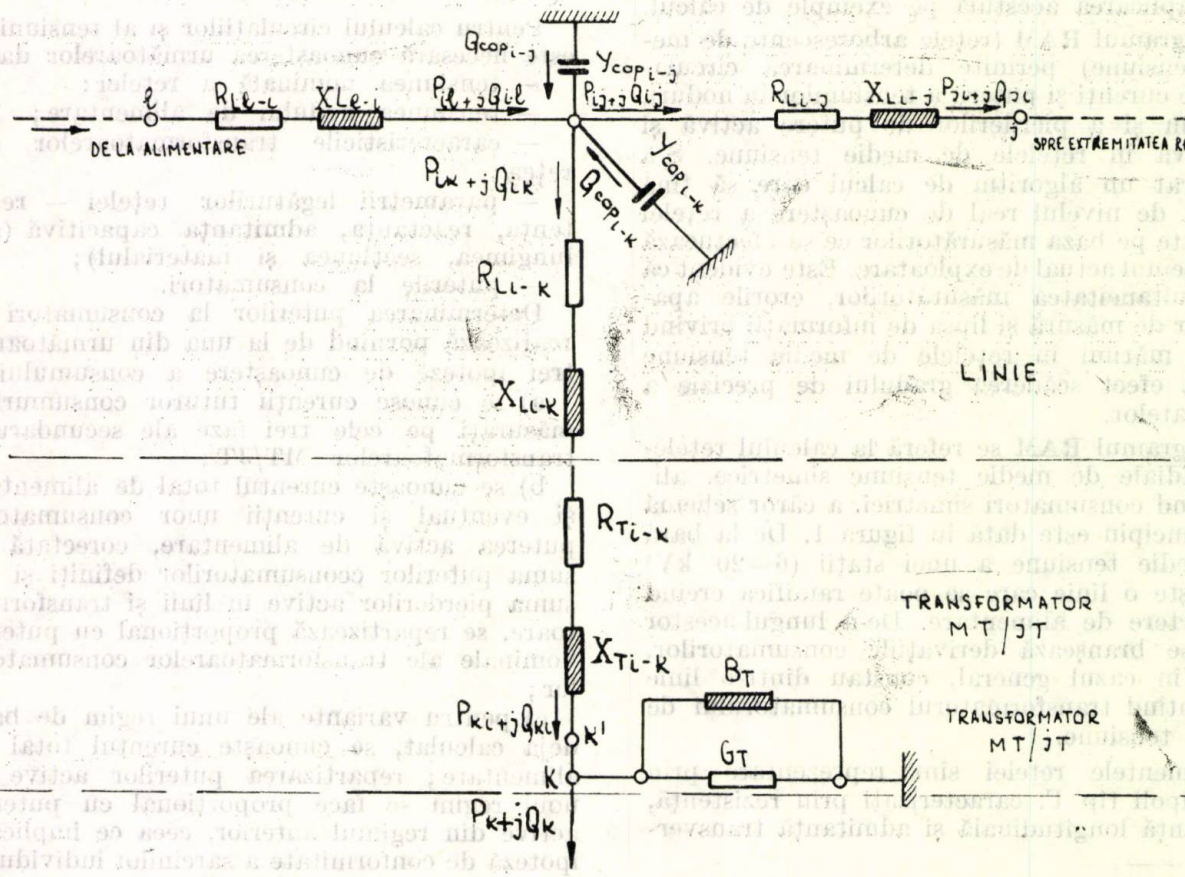


Fig. 2. Circulațiile de puteri într-un element tip de rețea.

```
*       JOB RAM,ANI0183,PNIME
*       FETCH LNTELECTRA,IDVIRO3,BN1/VN1I*PIRA1
*       RUN TIME1*,NL13000,SDILE
RAM     ETAN1E0
```

DATELE INITIALE ALE RETELEI* EXEMPLUL 1

I	J	TIP	S	L	M	R	RL	XL	YCAP	I1	I2	I3	INOD	COS	ITE	SN	PGOL	DPSC	UGC	IO
25	27	OLAL	50*	2*57	0	*00	1*5	*9	*0000077	*0	*0	*0	*0	*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
27	28	OLAL	50*	9*43	0	*00	5*8	3*3	*0003283	*0	*0	*0	*0	*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
28	29	OLAL	50*	2*10	0	*00	1*3	*7	*0000093	*0	*0	*0	*0	*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
29	90	BL	10*	1*00	1	*00	6*8	*4	*0000040	30*0	32*0	28*0	*8	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00
30	91	OLAL	50*	2*60	0	*00	1*6	*9	*0000078	*0	*0	*0	*0	*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
17	33	ALTC	35*	1*72	12	*00	1*4	*1	*0001548	195*0	240*0	242*0	6*0	1*00	110*	0*	*000	*00	*0	*00
28	46	OLAL	35*	1*10	7	*00	*9	*4	*0000033	107*0	99*0	83*0	2*6	1*00	150*	0*	*000	*00	*0	*00
30	35	OLAL	50*	9*10	7	*00	5*6	3*2	*0002713	125*0	120*0	105*0	3*1	1*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
91	90	OLAL	50*	2*90	0	*00	1*2	*7	*0000060	*0	*0	*0	*0	*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
91	84	BL	10*	*70	1	*00	6*2	*2	*0000041	27*0	20*0	19*0	*6	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00
91	80	OLAL	30*	1*20	0	*00	1*0	*4	*0000089	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
80	81	CU	95*	3*00	0	*00	1*6	*2	*0002700	*0	*0	*0	*0	*00	135*	0*	*000	*00	*0	*00
80	82	OLAL	30*	1*30	0	*00	1*1	*5	*0000039	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
29	30	ALTA	50*	2*90	0	*00	1*8	1*0	*0000057	*0	*0	*0	*0	*00	635*	0*	*000	*00	*0	*00
82	76	OLAL	30*	1*70	0	*00	1*5	*5	*0000091	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
41	87	OLAL	30*	*60	0	*00	*5	*2	*0000018	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
80	58	OLAL	30*	4*08	0	*00	1*8	*7	*0000062	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
47	69	OLAL	20*	*80	10	*00	*1	*0	*0000003	59*0	74*0	54*0	1*6	1*00	120*	0*	*000	*00	*0	*00
47	48	OLAL	35*	*50	9	*00	*5	*2	*0000017	24*0	12*0	31*0	*6	1*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
68	89	OLAL	30*	3*80	0	*00	2*1	1*3	*0000105	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
60	61	BL	10*	*70	7	5*50	6*2	*2	*0000041	68*0	69*0	70*0	1*8	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00
85	39	BL	10*	*90	*	*00	7*9	*3	*0000047	50*0	45*0	62*0	1*4	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00
53	54	OLAL	30*	2*50	0	*00	2*1	*9	*0000075	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
52	69	OLAL	30*	5*10	0	*00	6*4	1*5	*0000102	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
04	22	OLAL	30*	*82	9	*00	*7	*3	*0000065	131*0	85*0	100*0	2*9	1*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
66	74	BL	20*	1*10	11	*00	6*5	*4	*0000033	229*0	195*0	246*0	5*9	1*00	75*	0*	*000	*00	*0	*00
88	50	OLAL	35*	*40	0	*00	*3	*1	*0000012	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
96	67	OLAL	35*	3*50	0	*00	3*1	1*3	*0000108	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
06	73	BL	10*	*42	7	*00	3*7	*1	*0000013	50*0	48*0	64*0	1*5	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00
82	62	OLAL	35*	2*46	7	*00	3*0	1*2	*0000104	56*0	49*0	91*0	1*5	1*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
67	72	BL	10*	*80	1	*00	7*9	*3	*0000044	87*0	111*0	75*0	2*5	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00
97	68	OLAL	35*	*60	0	*00	*5	*2	*0000015	*0	*0	*0	*0	*00	150*	0*	*000	*00	*0	*00
58	69	OLAL	35*	*80	0	*00	*7	*3	*0000084	*0	*0	*0	*0	*00	160*	0*	*000	*00	*0	*00
75	76	BL	10*	1*00	17	*00	8*8	*4	*0000030	156*0	146*0	159*0	4*4	*90	60*	160*	*890	8*78	4*0	8*15
65	71	OLAL	25*	*96	11	*00	1*2	*3	*0000069	75*0	130*0	114*0	2*9	01*00	125*	0*	*000	*00	*0	*00
69	70	BL	10*	*16	10	*00	1*4	*1	*0000009	135*0	166*0	141*0	389	1*00	60*	0*	*000	*00	*0	*00

NR.LEGATURI* 96,NR.CONSUMATORI* 17

CIRCULATII;PIERDERI;TENSIUNI IN RETEAUA1 EXEMPLUL 1

I	J	CURENT	DP%	P(I,J)	Q(I,J)	P(J,I)	Q(J,I)	VCAP	U(I)	U(J)	P(J)	Q(J)	PGOL	QGOL
25	27	4*42	9*53	1170*3	54*0	1161*1	48*7	1*80	15*30	15*177				
27	28	38*2	26*06	1001*0	76*6	979*9	62*1	6*52	15*18	14*752				
27	33	6*1	1*28	160*1	14*9	158*9	10*6	35*66	15*18	*231	157*4	*0	1*48	10*95
28	29	35*6	5*04	909*4	57*5	904*5	54*7	1*38	14*78	14*701				
28	35	2*6	1*93	66*5	6*8	64*6	6*1	*72	14*78	*221	64*1	*0	*58	9*10
29	90	*8	*04	20*6	2*3	20*1	1*8	*69	14*70	*220	19*8	*0	*23	1*63
29	30	34*8	6*65	883*9	55*0	877*0	51*3	1*88	14*70	14*591				
30	91	31*0	4*59	798*1	50*8	793*4	48*1	1*66	14*59	14*501				
SLA NODUL	36	76*0KVA	DEPASESTE	PUTEREA	NOMINALA	TRAFO	/5*KVA							
30	36	3*2	2*96	79*3	8*0	76*5	3*9	5*81	14*89	*216	75*0	*0	*52	3*93
41	50	69*3	3*26	734*9	41*8	731*7	40*0	1*26	14*50	14*437				
41	47	2**	*01	58*5	8*0	58*5	8*0	*35	14*50	14*428				
47	43	1*7	*29	42*1	5*1	41*8	4*6	*06	14*50	*224	41*0	*0	*82	4*63
47	48	*7	*09	16**	3*3	16*3	3*1	*3/	14*50	*222	15*8	*0	*55	3*14
90	91	8*5	*39	204*3	60**	204*0	60**	56*27	14*44	14*414				
90	92	21*1	2*46	527*4	37*7	525*1	36*7	1*30	14*44	14*370				
51	84	*6	*30	15*0	2*0	14*7	1*6	*99	14*41	*217	14*5	*0	*22	1*59
51	60	7*9	*20	188*9	59*5	188*7	58*5	*79	14*41	14*399				
52	93	4*3	*18	106*9	8*5	106*7	6**	2*23	14*37	14*346				
52	65	16*7	3*86	418*2	35*7	414**	34*2	3*16	14*37	14*238				
53	56	1**	1*08	35*3	3*8	34*3	2*6	*56	14*35	*214	33*9	*0	*38	2*57
53	54	2*9	*06	71**	4*7	71**	4*7	1*54	14*35	14*335				
54	55	2*9	1*62	71**	5*2	69*8	3*0	*51	14*34	*215	69*3	*0	*52	2*96
60	62	6**	*13	144**	55*5	144**	55*5	*81	14*40	14*386				
60	61	1*8	*35	44*2	5*2	43*3	4*0	*44	14*40	*205	42*8	*0	*53	3*95
62	75	4*5	*09	98*8	53**	98*7	53**	1*06	14*39	14*374				
62	63	1*8	*98	45*5	5*3	44*6	4*0	2*19	14*39	*216	44*1	*0	*53	3*95
65	74	6*0	2*73	147*2	12*1	144*5	6*3	*57	14*24	*215	143*5	*0	*95	6*27
65	66	10*7	*13	267*3	22*9	267*2	22*9	*29	14*24	14*232				
66	67	9**	*85	230*9	20*6	230*1	20*2	2*19	14*23	14*180				
66	73	1*0	*04	36*3	4*6	35*7	3*9	*20	14*23	*215	35*1	*0	*52	3*89
SLA NODUL	72	55*3KVA	DEPASESTE	PUTEREA	NOMINALA	TRAFO	30*KVA							
67	72	2*5	4*97	60*3	7**	55*5	1*3	*48	14*18	*199	55*3	*0	*19	1*34
67	68	6*9	*08	169*8	13*7	169*7	13*7	*36	14*18	14*173				
68	69	**0	*03	97*6	6*9	97*5	6*9	*48	14*17	14*169				
68	71	3*0	*52	72*1	7*8	71*6	6**	*58	14*17	*216	70*7	*0	*96	6*36
69	70	**0	1*66	97*5	7*0	95*9	**3	*10	14*17	*214	95*1	*0	*77	4*33
75	76	**5	2*63	98*7	54*0	96*2	50*5	*62	14*37	*214	95**	44*2	*76	4*31

Lista simbolurilor.

I,J - indicii legăturii
TIP - materialul conductorului
S - secțiunea conductorului
L - lungimea conductorului
M - indice de transformator
W - prize transformator
RL - rezistența liniei
XL - reactanța liniei
YCAP - susceptanța capacitivă a linie
I1,I2,I3 - curenții pe cele 3 fazeale secundarului trafo
INOD - curentul consumatorului raportat la tensiunea primară
COS - factorul de putere al consumatorului
ITE - curentul termic al conductorului liniei
SN - puterea nominală a trafo.
USC - tensiunea de scurtcircuit
PGOL - pierderi active în gol
DPSC - pierderi de scurtcircuit
IO - curentul de magnetizare
DP% - pierderi procentuale
P(I,J),Q(I,J) - puterea pe circuitul dela I
QCAP - aportul capacitiv al liniei
U(I) - tensiunea nodului I
P(I),Q(I) - puterea la consumatorul I
PGOL,QGOL - pierderile în gol ale trafo

REZULTATE GENERALE;RETEAUA1 EXEMPLUL 1

PARAMETRII ALIMENTARII			PIERDERI LINII		PIERDERI TRAFO		APORT CAPACITIV
I(A)	U(KV)	P(KW)	Q(KVAR)	COSFI	PL(KW)	QL(KVAR)	PGU(KW)	PGOL(KW)	QGU(KVAR)	QGOL(KVAR)	QCAP(KVAR)	CCAP(A)
44*2	15*30	1170*	52*	1*00	63*7	3**2	22*3	10*5	36*3	69*7	135**	5*3

PIERDERI ACTIVE TOTALE* 96.44KW
PIERDERI REACTIVE TOTALE* 5*78KVAR
PIERDERI ACTIVE PROCENTUALE* 8*2&%
SUMA PUTERILOR NOMINALE TRAFO* 2095.KVA
LUNGIME TOTALA RETEA* 72.7KM

NODURI CU TENSIUNEA SUB 98.0%UNOM
30 41 90 47 51 52 60 53 65 56 54 55 62 61 75 74 66 67 73 72 68 69 70 75

În cazul unei linii oarecare, de ex. linia $i-j$, parcurgînd reţeaua de la extremităţi spre nodul de alimentare, puterea pe linie în nodul $j(P_{ji} + jQ_{ji})$ este cunoscută; puterile care pleacă din nodul i pe linie sînt date de relaţiile :

$$P_{ij} = P_{ji} + R_{Li-j} \cdot 3I_{ij}^2/1000$$

$$Q_{ij} = Q_{ji} + X_{Li-j} \cdot 3I_{ij}^2/1000$$

unde curentul I_{ij}^2 se calculează ca I_{ik}^2.

După calculul puterilor pe ramurile convergente în nodul i, se determină puterea transmisă pe linia $l - i$, considerînd totodată şi aportul capacitiv al liniilor :

$$P_{il} = P_{ij} + P_{ik}$$

$$Q_{il} = Q_{ij} + Q_{ik} - (Y_{cap\,i-k} + Y_{cap\,i-j})\, U_i^2 \cdot 1000$$

Însumînd puterile de pe toate ramurile reţelei arborescente, se ajunge la nodul de alimentare şi se determină astfel puterea debitată în punctul de alimentare $P_{al} + jQ_{al}$, precum şi factorul de putere cos φ_{al}

$$\cos \varphi_{al} = \frac{P_{al}}{\sqrt{P_{al}^2 + Q_{al}^2}}$$

Rezultă un curent de alimentare la iteraţia h

$$I_{al}^{(h)} = \frac{\sqrt{P_{al}^2 + Q_{al}^2}}{\sqrt{3} \cdot U_{al}}$$

care, la convergenţă, trebuie să reproducă valoarea curentului dat de alimentare I_{al}, cu precizia dorită. În cursul calculării circulaţiilor se evaluează pierderile active şi reactive în linii şi transformatoare :

p_{gol} — pierderi active în gol în transformatoare :

$$p_{gol} = \sum G_{Ti} \cdot U_i^2 \cdot 1000$$

q_{gol} — pierderi reactive în gol în transformatoare :

$$q_{gol} = \sum B_{Ti} \cdot U_i^2 \cdot 1000$$

q_{cap} — aportul capacitiv al liniilor;

$$q_{cap} = \sum Y_{cap_{ij}} \cdot U_i^2 \cdot 1000$$

p_{cu} — pierderi active în cupru :

$$p_{cu} = 3 \cdot \sum R_{Ti} \cdot I_i^2/1000$$

q_{cu} — pierderi reactive în cupru :

$$q_{cu} = 3 \cdot \sum X_{Ti} \cdot I_i^2$$

p_l — pierderi active în linii :

$$p_l = 3 \cdot \sum R_{Li-j} \cdot I_{i-j}^2$$

q_l — pierderi reactive în linii

$$q_l = 3 \cdot \sum X_{Li-j}\ I_{i-j}^2$$

2.2. *Calculul tensiunilor*

Pentru calculul tensiunilor este necesară parcurgerea reţelei în sens direct, pornind de la punctul de alimentare a cărui tensiune este cunoscută din datele de intrare şi mergînd spre extremităţi, în sensul curenţilor.

Pentru o legătură $i-k$ a reţelei se determină tensiunea nodului k, fiind cunoscută tensiunea nodului i, calculînd căderile de tensiune pe linie (inclusiv transformator — acolo unde există) după formulele cunoscute :

— Căderea de tensiune longitudinală :

$$\Delta U_L = \frac{(PR + QX)}{U \cdot 1000}$$

— căderea de tensiune transversală :

$$\Delta U_T = \frac{(PX - QR)}{U \cdot 1000}$$

Considerînd tensiunea nodului i cunoscută, tensiunea nodului k se determină cu relaţia :

$$U_k = \sqrt{(U_i - \Delta U_L)^2 + \Delta U_T^2}$$

Tensiunea pe fază, la consumator, pe secundarul transformatorului funcţionînd pe priza W (dată în procente), este :

$$U_k' = \frac{U_k}{\sqrt{3}} \cdot \frac{U_{jt}}{U_{in}} \cdot \frac{1}{1 + W/100}$$

2.3. *Criteriul de convergenţă*

Stabilizarea mărimilor electrice calculate şi verificarea mărimilor de intrare constituie criterii de verificare a convergenţei soluţiei. S-a impus drept riteriu de convergenţă ca diferenţa pierderilor active în reţea între două iteraţii succesive să fie în modul mai mică decît o valoare impusă ε_p.

$$|p_{active}^{(h+1)} - p_{active}^{(h)}| < \varepsilon_p$$

În cazul în care se definește curentul total de alimentare I_{al}, calculul se oprește dacă este îndeplinită condiția ca valoarea curentului de alimentare calculat să difere de curentul de alimentare dat cu o valoare ε_i.

$$|I_{al}^{(h)} - I_{al}| \leqslant \varepsilon_i$$

Din experiența de utilizare a programului rezultă că sînt suficiente 3—4 iterații.

3. Rezultatele calculului

În urma efectuării calculelor se tipăresc rezultate de sinteză referitoare la: caracteristicile alimentării (curent, tensiune, putere activă, reactivă), pierderile în rețea pe categorii de pierderi (active, reactive, în linii, în transformator), pierderile active procentuale, puterea instalată a transformatoarelor din rețea și coeficientul de utilizare a acesteia, lungimea totală a rețelei și lista nodurilor cu tensiune sub o valoare specificată. Opțional, se tipăresc circulațiile de puteri și curenți în legăturile rețelei și tensiunile din noduri.

4. Performanțele programului

Programul RAM este scris în limbaj FORTRAN pentru calculatorul IRIS — 50, sau FELIX C—256, și ocupă o memorie de 64 K. Cu ajutorul programului se pot calcula rețele pînă la 500 noduri.

Timpul de calcul pentru o rețea de 150 noduri este de 30 s. Numerotarea rețelei este oarecare, iar erorile în completarea datelor sînt detectate și semnalate prin mesaje de eroare.

Programul RAM permite reluarea calculului pentru variante ale rețelei anterior calculate. Variantele se referă la:

— modificări în configurația rețelei (introducerea, eliminarea, modificarea unor legături); eliminarea unei legături conduce automat la eliminarea întregii rețele din aval:

— modificarea factorului de putere general al consumatorilor rețelei;

— modificarea curentului de alimentare;

— modificarea curenților consumatorilor.

Exemplu de calcul

Se consideră rețeaua din figura 3 cu 36 legături și 17 consumatori.

Datele de intrare și rezultatele calculului sînt prezentate în listingul anexat. Rețeaua este aeriană, cu excepția a două legături în cablu (27—33 și 50—51), are o lungime de circa 73 km, o putere instalată de 2095 kVA și o încărcare reală de 1120 kW. Pierderile active, 96,44 kW, reprezintă un procent de 8,24% din puterea de alimentare. Pierderile reactivă sînt practic compensate în rețea, în special datorită celor doue linii în cablu.

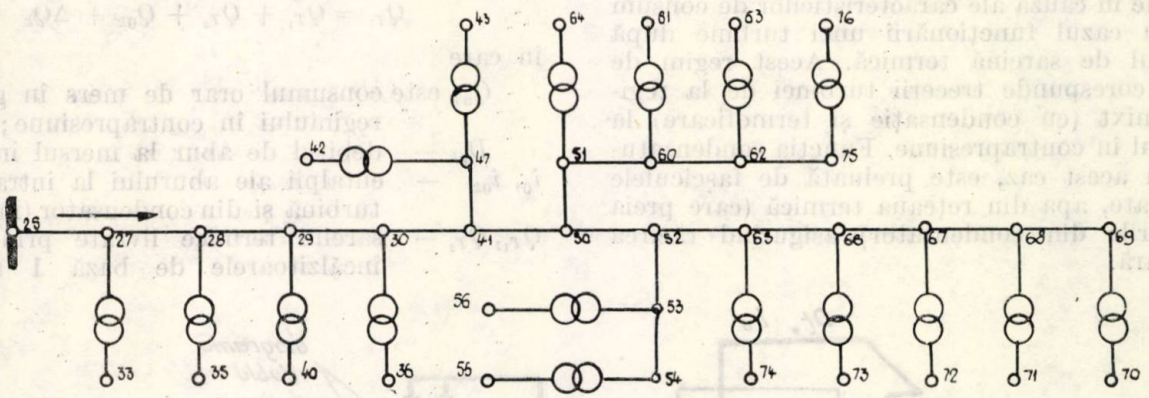


Fig. 3. Rețea radială de 15 kV.

Concluzii

Programul prezentat în articolul de față este o ilustrare a preocupării de a pune la dispoziție IRE-urilor un instrument eficace de calcul pentru proiectarea și urmărirea funcționării reale a instalațiilor. Calculele se efectuează în condițiile unor date de intrare obținute din măsurătorile uzuale efectuate în sistemul de exploatare curentă.

Programul RAM face parte din ediția 1975 a bibliotecii ELECTRA și se află implementat la 13 centre de calcul, fiind astfel accesibil tuturor beneficiarilor din IRE.

Aproximarea caracteristicilor de consum ale turbinei cu termoficare funcționînd după graficul de sarcină termică

Ing. Vl. Nicu*

După cum este cunoscut, turbinele cu termoficare funcționează în diverse regimuri de livrare a căldurii. Pentru efectuarea analizei acestor regimuri, în vederea evidențierii diferiților factori, este comod să se utilizeze expresiile analitice aproximate ale unor caracteristici termice, care pot rezulta fie prelucrînd datele de fabrică sau datele experimentale, fie predeterminîndu-le, avînd la bază relațiile de proporționalitate între mărimi.

Lucrarea de față își propune să stabilească relațiile în cauză ale caracteristicilor de consum pentru cazul funcționării unei turbine după graficul de sarcină termică. Acest regim de lucru corespunde trecerii turbinei de la regimul mixt (cu condensație și termoficare) la regimul în contrapresiune. Funcția condensatului, în acest caz, este preluată de fasciculele înglobate, apa din rețeaua termică (care preia pierderile din condensator) asigurînd răcirea necesară.

numai de regimul și parametrii sarcinii termice livrate :

$$P = f_1 (Q_T, t_r, W_r),$$
$$D_t = f_2 (Q_T, t_r, W_r). \quad (1)$$

Q_T, t_r, W_r fiind sarcina termică livrată, temperatura apei de rețea pe retur (la intrare în fasciculele înglobate), respectiv debitul de apă din rețea.

Consumul orar de căldură și componentele acestuia, la nivelul ciclului termic funcționînd cu turbina respectivă, se scriu astfel :

$$Q_t = Q_{0T} + \frac{860}{\eta_g} P + Q_T,$$
$$Q_{0T} = D_{0k} (i_0 - i_{0k}), \quad (2)$$
$$Q_T = Q_{T_1} + Q_{T_2} + Q_{0k} + \Delta Q_k$$

în care

Q_{0T} este consumul orar de mers în gol al regimului în contrapresiune ;
D_{0k} — debitul de abur la mersul în gol ;
i_0, i_{0k} — entalpii ale aburului la intrare în turbină și din condensator (în gol) ;
Q_{T_1}, Q_{T_2} — sarcini termice livrate prin preîncălzitoarele de bază 1 și 2 ;

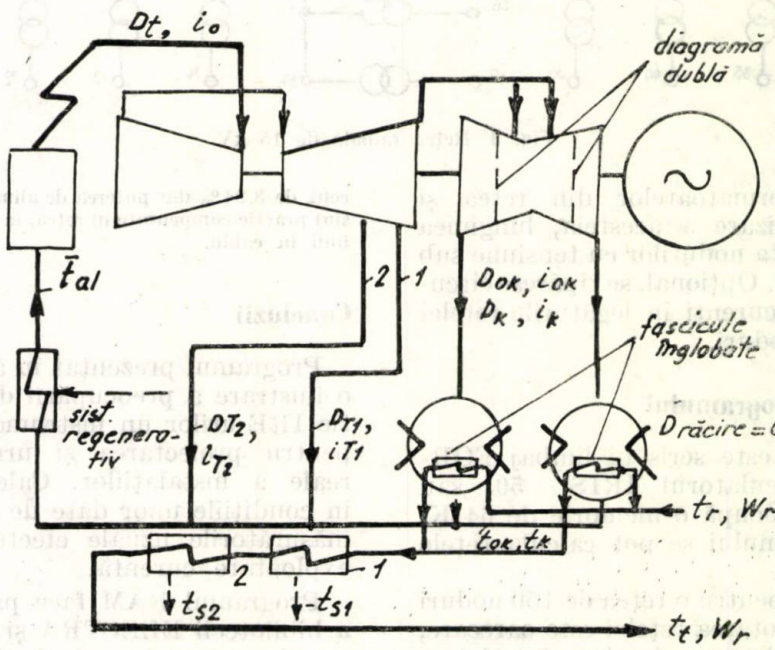


Fig. 1. Schema unui bloc turbogenerator funcționînd după graficul de sarcină termică.

În cazul general de preîncălzire în trei trepte a apei de rețea (fig. 1), atît puterea dezvoltată cît și debitul de abur la intrare în turbină depind

Q_{0k} — sarcina termică livrată în gol, prin fasciculele înglobate ;
ΔQ_k — surplusul de sarcină termică livrată prin fasciculele înglobate, ca urmare a creșterii presiunii în camera diafragmei duble după cuplarea generatorului la rețea.

* Vladimir Nicu este inginer la Intreprinderea Electrocentrale Ploiești.

Pe de altă parte

$$Q_T = c\, W_r(t_t - t_r),$$

$$Q_t = D_t(i_0 - \bar{t}_{al}) \tag{3}$$

unde

c este căldura specifică medie a apei de rețea preîncălzite;
t_r — temperatura apei de rețea pe retur;
t_t — temperatura apei de rețea la plecare;
$\bar{t}_{al}$ — entalpia apei de alimentare.

Deoarece în regimul cu contrapresiune reglajul presiunii în camera prizelor și în fața diafragmei de obturare (aceasta tot timpul fiind închisă) se realizează ca urmare a variației debitului de abur la intrare în turbină, într-un interval de sarcină determinat, există, practic, relația de proporționalitate:

$$Q_t = K_1 \cdot Q_T, \quad K_1 > 1. \tag{4}$$

Drept urmare, ținînd seama de (2), (3) și (4), puterea activă dezvoltată de grupul turbogenerator devine o funcție conform specificației anterioare sau:

$$P = \frac{\eta_g}{860}[K \cdot c \cdot W_r(t_t - t_r) - Q_{0T}], \; K = K_1 - 1 \tag{5}$$

Un asemenea rezultat indică un procedeu de determinare a constantei K, după cum urmează

$$K = \frac{\frac{860}{\eta_g} P_0 - Q_{0T}}{Q_{T0}}, \tag{6}$$

în care

$\frac{860}{\eta_g}$ este panta caracteristicii de consum de căldură în contrapresiune:
P_0 — putere de referință;
Q_{T0} — sarcină termică livrată de referință.

Analog cu exprimarea puterii P se procedează și în ceea ce privește debitul de abur D_t la intrare în turbină. În baza aproximării admisibile se scriu succesiv relațiile de proporționalitate între mărimi:

$$D_t = K_2\left(\frac{Q_{T_1}}{i_{T_1} - \bar{t}_{s_1}} + \frac{Q_{T_2}}{i_{T_2} - \bar{t}_{s_2}} + \frac{Q_k}{r_k}\right) =$$

$$= K_2(D_{T_1} + D_{T_2} + D_k), \tag{7}$$

$$Q_{T_1} + Q_{T_2} = K_3 \cdot Q_T,$$

$$D_{T_1} + D_{T_2} = K_4 \frac{Q_T(1 - K_3)}{r_k},$$

unde

D_{T_1} D_{T_2} sînt debitele de abur prelevate la prizele 1 și 2;
i_{T_1} i_{T_2} — entalpii reale ale aburului la prizele 1 și 2;
$\bar{t}_{s1}$, $\bar{t}_{s2}$ — entalpii ale condensatului secundar la preîncălzitoarele de rețea 1 și 2;
r_k — căldura de vaporizare la parametrii din condensator;
D_k — debitul de abur condensat de fasciculele înglobate

Pentru debitul de abur la intrare, D_t, se obține relația:

$$D_t = K' \cdot cW_r(t_t - t_r) + K_2 \frac{Q_{0k}}{r_k},$$

$$K' = (K_4 + 1)\frac{1 - K_3}{r_k} K_2 \tag{8}$$

Deoarece termenul

$$K_2 = \frac{Q_{0k}}{r_k} \approx \text{const.}$$

constanta K' se determină printr-o relație analoagă celei utilizate în relația puterii:

$$K' = \frac{D_{t_0} - K_2 \frac{Q_{0k}}{r_k}}{Q_{T_0}}, \tag{9}$$

unde D_{t_0} este debitul la intrare de referință.

Reprezentările grafice ale expresiilor (5) și (8) se ilustrează calitativ prin figurile 2 și 3.

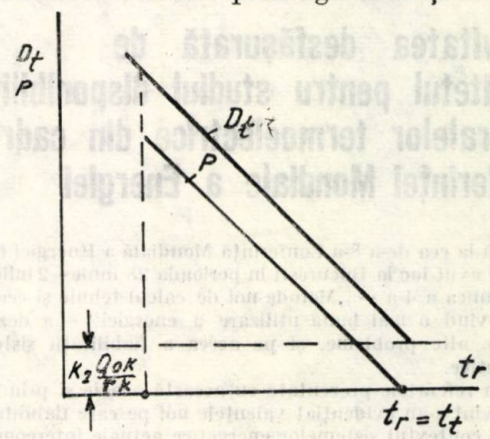


Fig. 2.
$P = f(t_r)$; W_r = const.; t_t = const.

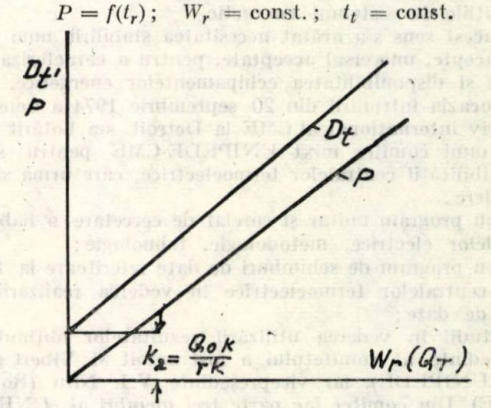


Fig. 3.
$D_t = f(W_r)$; $P = f(W_r)$; t_r = const. t_t = const.

Dacă se trece la regimul de lucru cu două trepte de preîncălzire a apei de rețea, atunci (5) și (8) își modifică constantele K și K' datorită modificării relațiilor de proporționalitate (4) și (7) sau a relațiilor de ipentificare (6) și (9) fără însă ca diferențele între constante să fie prea mari.

Aplicație numerică

Se dau parametrii de referință:

$P_0 = 105$ MW, $D_{t0} = 445$ t/h, $D_{T0} = 176$ Gcal/h, $Q_{0T} =$

$$= 5{,}7 \text{ Gcal/h}, \quad \frac{860}{\eta_g} = 975 \frac{\text{kcal}}{\text{kWh}}.$$

Schimbul de căldură în preîncălzitoarele de rețea furnizează:

$$D_{T1} + D_{T2} + D_K = 10^{-3}\left(\frac{87}{626-71} + \frac{74}{636-92} + \right.$$

$$\left. + \frac{15}{612-34}\right) = 318{,}5 \text{ t/h}$$

Se obține:

$$K_1 = \frac{445}{318{,}5} = 1{,}41.$$

$$K_2 \frac{Q_{0k}}{r_k} = 1{,}41.26 = 36{,}7 \text{ t/h},$$

$$K = \frac{0{,}975.105 - 5{,}7}{176} = 0{,}56,$$

$$K' = \frac{445 - 36{,}7}{176} = 2{,}37,$$

$$P = \frac{\eta_g}{860}[0{,}56.W_r(\bar{i}_t - \bar{i}_r) - 5{,}7],\ W_r - \text{t/h},\ \overline{\Delta i} - \text{kcal/kg},$$

$$D_t = 2{,}37\ \ W_r\ (\bar{i}_t - \bar{i}_r) + 36{,}7,\ W_r\ \overline{\Delta i} - \text{Gcal/h}.$$

Concluzii

Necesitatea aproximării analitice a caracteristicilor de consum ale turbinei lucrînd după graficul de sarcină termică (în contrapresiune) este utilă în analiza regimurilor livrării de căldură și în predeterminările variațiilor de putere și a debitului de abur al sălii cazanelor.

Experiența arată că graficul de sarcină termică livrată este un parametru foarte variabil, fapt care justifică utilizarea relațiilor de aproximare analitică pentru fiecare tip de turbină exploatată.

(Articol intrat în redacție la 11 noiembrie 1975)

CRONICA

Activitatea desfășurată de Comitetul pentru studiul disponibilității centralelor termoelectrice din cadrul Conferinței Mondiale a Energiei

Încă la cea de-a 8-a Conferință Mondială a Energiei (CME), care a avut loc la București în perioada 28 iunie—2 iulie 1971, Diviziunea a 4-a — „Metode noi de calcul tehnic și economic promovînd o mai bună utilizare a energiei" — a dezbătut, printre alte probleme, și pe aceea a fiabilității sistemelor energetice.

Prin referatele prezentate cu această ocazie și prin luările de cuvînt s-au evidențiat valențele noi pe care fiabilitatea le are în contextul sistemelor energetice actuale interconectate, maniera directă în care criteriile de fiabilitate influențează investițiile în sistemul energetic.

În acest sens s-a arătat necesitatea stabilirii unui sistem de concepte, universal acceptate, pentru a caracteriza fiabilitatea și disponibilitatea echipamentelor energetice.

Cu ocazia întrunirii din 20 septembrie 1974 a Consiliului executiv internațional al CME la Detroit, s-a hotărît înființarea unui comitet mixt UNIPEDE-CME pentru studiul disponibilității centralelor termoelectrice, care urma să aibă în vedere:

— un program unitar și corelat de cercetare a fiabilității centralelor electrice, metodologie, tehnologie;

— un program de schimburi de date referitoare la fiabilitatea centralelor termoelectrice în vederea realizării unei bănci de date;

— studii în vederea utilizării rezultatelor obținute.

Președinte al comitetului a fost numit M. Vibert (Franța — UNIPEDE), iar vicepreședinte V.I. Nitu (România — CME). Din comitet fac parte trei membri ai UNIPEDE și trei membri ai CME. Australia și Japonia au fost invitate să numească observatori.

În urma activității depuse de acest comitet a rezultat un material preliminar, pe baza căruia se va întocmi raportul final ce urmează să fie prezentat la Londra în martie 1977.

În cele ce urmează se face o prezentare succintă a acestui material intitulat preliminar: „Disponibilitatea centralelor termoelectrice".

În conformitate cu misiunea comitetului „Disponibilitatea centralelor termoelectrice", se propune analiza din punctul de vedere al disponibilității în funcționare a grupurilor termoenergetice cuprinse în următoarele categorii de putere: 100—199 MW, 200—399 MW, 400—599 MW, 600—799 MW, 800 MW și peste.

Caracterizarea grupurilor se va face avîndu-se în vedere și combustibilul utilizat: lignit, cărbune, gaz, păcură, combustibil nuclear.

Se propune caracterizarea disponibilității grupurilor termoenergetice și funcție de disponibilitatea componentelor principale ale acestora: cazan sau reactor, turbină, generator, auxiliarele fiecărei componente principale.

Se recomandă ca ieșirile din funcțiune să fie împărțite în două categorii:

— ieșiri planificate* (scoateri din funcțiune pentru revizii sau /și reparații capitale, acțiuni care de obicei sînt planificate înainte;

— ieșiri forțate* (avarierea unei componente a grupului care reclamă scoaterea imediată din funcțiune a grupului sau la primul gol de sarcină).

Terminologia și indicatorii propuși în acest material vor fi utilizate în studiile de evaluare a necesarului de putere în rezervă pentru a compensa indisponibilitatea de putere din centralele termoelectrice.

Termenii coeficient de disponibilitate (taux de disponibilité, availability rate**) și coeficient de indisponibilitate (taux d'indisponibilité, outage rate) sînt două noțiuni complementare. Disponibilitatea, în contextul celor de mai sus, este

* Definiții Edison Electric Institute (EEI) — 1975.

** Corespunde termenului „equivalent availability" — disponibilitate echivalentă din Raportul EEI-1975.

definită avînd în vedere perioada în care o unitate este capabilă să furnizeze energie electrică indiferent la ce nivel de putere raportat la perioada de referinţă.

În vederea determinării coeficientului de indisponibilitate a unei unităţi termoenergetice pot fi utilizate trei mărimi statistice: timpul, puterea şi energia.

Statistica bazată pe energie este cea mai completă.

Această statistică are în vedere produsul între puterea indisponibilă şi mărimea timpului în care puterea respectivă este indisponibilă. Raportarea acestei mărimi la produsul dintre puterea de referinţă şi perioada de referinţă duce la coeficientul de indisponibilitate.

Orice variaţie în disponibilitatea grupului este astfel înregistrată. Statistica bazată pe timp neglijează reducerile parţiale de sarcină, iar statistica bazată pe putere neglijează variaţiile de putere dintre momentele de observaţie.

Comitetul a optat pentru o statistică internaţională asupra grupurilor termoenergetice bazată pe energie.

În acest caz se vor avea în vedere următoarele noţiuni referitoare la putere;

a) capacitatea de referinţă pentru cazul de disponibilitate totală;

b) capacitatea disponibilă.

Următoarele noţiuni se referă la timpii observaţi:

a) perioada de referinţă (de observaţie la care se referă statistica);

b) perioada în care capacitatea disponibilă nu variază faţă de capacitatea de referinţă.

Capacitatea de referinţă reprezintă capacitatea potenţială maximă a unităţii sau a unităţilor urmărite.

Potenţialul maxim al unui grup sau al unei centrale este puterea electrică maximă ce poate fi produsă în mod continuu o perioadă de cel puţin 15 ore în ipoteza că centralele învecinate sînt complet în funcţiune şi în condiţile unui combustibil de calitate normală şi în cantitate suficientă.

Potenţialul maxim al unui grup, al unei centrale sau al unei zone nu are în vedere nici o limitare de sarcină temporară sau de durată atît în grupuri şi reţea, cît şi la consumator.

Potenţialul maxim al unui grup are în vedere puterea netă debitată de acesta (putere la bornele generatorului).

Capacitatea disponibilă este puterea livrată într-un interval de timp de un grup sau mai multe grupuri avînd în vedere numai facilităţile de producere a energiei electrice, nu şi cele de evacuare (acestea din urmă sînt considerate ca nelimitate).

Diferenţa între capacitatea maximă şi capacitatea disponibilă reprezintă capacitatea indisponibilă şi limitările de combustibil şi apă de răcire.

Capacitatea disponibilă se specifică pentru o perioadă de cel puţin 15 ore faţă de o capacitate potenţială maximă.

Capacitatea indisponibilă este diferenţa între capacitatea potenţială maximă a şi capacitatea disponibilă b:

$c = a - b$ [W sau multipli de W]

Capacitatea indisponibilă implică:

c_1 — capacitatea indisponibilă programată;

c_2 — capacitatea indisponibilă din alte motive.

Intervalul de timp de indisponibilitate programată ce depăşeşte perioada planificată este inclus la indisponibilitate de tip c_2.

Coeficientul de disponibilitate f se defineşte ca raportul între energia B produsă într-un interval de timp prin capacitatea disponibilă şi energia A ce ar fi putut fi produsă prin potenţialul de capacitate maxim, a.

$$f = B/A$$

$$B = \int b\,dt = \Sigma b \times t_b$$

$$A = \int a\,dt = \Sigma a \times t_a,$$

în care

t_b este intervalul de timp în care este disponibilă capacitatea b;

t_a — intervalul de timp în care potenţialul de capacitate maxim este a.

Coeficientul de indisponibilitate pe o perioadă este raportul între energia C ce s-ar fi produs într-un interval de timp de către o capacitate c şi energia A.

$$g = C/A$$

Energia C se poate calcula cu relaţia:

$$C = \int c\,dt \quad \text{sau} \quad C = \Sigma c \,.\, t_c,$$

unde t_c este timpul în care capacitatea indisponibilă este 0.

Coeficientul de indisponibilitate pe o perioadă de timp poate fi subdivizat în:

g_1 — coeficient de nefuncţionare programat;

g_2 — coeficient de nefuncţionare din alte motive.

Acestea se calculează conform relaţiilor;

$$g_1 = \frac{1}{A} \int c_1 dt \quad \text{sau} \quad g_1 = \Sigma c_1 \,.\, t_{c1}/A$$

$$g_2 = \frac{1}{A} \int c_2 dt \quad \text{sau} \quad g_2 = \Sigma c_2 \,.\, t_{c2}/A$$

Coeficientul de disponibilitate şi cel de indisponibilitate pe o perioadă dată pot avea la bază unul din următoarele tipuri de înregistrări:

— observaţii continue în timp;

— observaţii la intervale regulate (periodice).

Dacă se face o singură înregistrare zilnică, se recomandă ca acestea să aibă loc la ora 8.

În prezentarea unei statistici trebuie să se specifice dacă are la bază date obţinute continuu, orar sau o dată pe zi.

Se recomandă ca observaţiile făcute pe un interval mare de timp să facă distincţie între zilele de lucru şi zilele de sărbătoare.

Comitetul recomandă observaţiile făcute la ora 8 ca fiind acoperitoare. S-a constatat că un calcul al coeficientului de disponibilitate pentru 10 unităţi pe o perioadă de o lună de zile avînd la bază observaţii continue diferă de un calcul simplificat (observaţii la ora 8,00) prin 1%, iar pentru o perioadă de un an scade la 0,2—0,3%.

Se preferă ca perioada de observaţie să implice un an calendaristic începînd de la 1 ianuarie. Statistica va avea ca obiect numai grupuri care au cel puţin un an calendaristic (12 luni) de la intrarea în funcţiune în sistem. Pentru o mai bună caracterizare a grupurilor energetice din punctul de vedere al disponibilităţii, se recomandă gruparea unităţilor termoenergetice după numărul de ani de la punerea în funcţiune.

Modul după care urmează să se raporteze coeficientul de indisponibilitate anual pentru grupurile pe combustibil clasic dintr-o anumită grupă de putere este prezentat în tabelul 1.

Tabelul 1

Coeficientul de indisponibilitate anual (%). Unităţi cu combustibil fosil de: (grupa de putere)

Natura combustibilului	Nr. de unităţi	Capacitatea potenţială maximă	Coeficient de indisponibilitate		
			planificat	în afara planificării	total
Solid					
Lichid					
Gaz					
Total					

O categorie specială o constituie unităţile nucleare.

Capacitatea potenţială maximă nu mai este luată ca bază de referinţă, aceasta fiind înlocuită de „capacitatea autorizată".

Se recomandă ca grupurile prototip şi cele mai mici de 100 MW să nu fie incluse în statistică.

În tabelul 2 este prezentat modul de raportare a coeficientului de indisponibilitate pentru grupuri nucleare.

Cele prezentate mai sus deschid perspectiva unor studii de fiabilitate pe elemente componente şi a unor studii de preliminare a indicatorilor de fiabilitate pentru grupuri noi ce urmează a fi instalate.

Activitatea desfăşurată de Comitetul pentru studiul disponibilităţii centralelor termoelectrice are deci ca rezultat raportul prezentat succint în cele expuse anterior şi care urmează să fie supus Conferinţei Mondiale a Energiei la sesiunea din septembrie 1977, ce va avea loc în Turcia.

Tabelul 2

Coeficientul de indisponibilitate anual (%)
Unităţi cu combustibil nuclear

Tipul de combustibil	Nr. unităţi	Capacitate autorizată	Coeficientul de indisponibilitate		
			planificat	neplanificat	total
0. *Totalul de unităţi nucleare*					
1. Totalul de unităţi cu elementul de combustibil încărcabil în mers					
1.1. Unităţi cu răcire cu gaz					
1.2. Unităţi cu răcire cu apă grea					
2. Totalul de unităţi cu elementul de combustibil încărcabil la scoaterea din funcţiune					
2.1. cu apă în înfierbere					
2.1.1. cu apă în fierbere < 600 MW					
2.1.2. cu apă în fierbere ⩾ 600 MW					
2.2. cu apă sub presiune					
2.2.1. cu apă sub presiune < 600 MW					
2.2.2. cu apă sub presiune ⩾ 600 MW					
2.3. alte tipuri					
2.3.1. alte tipuri < 600 MW					
2.3.2. alte tipuri ⩾ 600 MW					

Ana Marie Petrescu
— I.S.P.E. —

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 1558

41 401

CENTRUL DE PERFECȚIONARE AL LUCRĂTORILOR DIN MINISTERUL ENERGIEI ELECTRICE

face cunoscut că poate pune la dispoziția specialiștilor temele pe care le elaborează. Aceste teme constituie material informațional-documentar care poate fi folosit în activitatea lucrătorilor din ramura energiei electrice.

Cei interesați în consultarea unor teme din lista de mai jos sînt rugați să le solicite la Centrul de perfecționare a lucrătorilor din Ministerul Energiei Electrice, precizînd codul și titlul lucrării.

2—3 e. Metode de efectuare a probelor și de calcul al randamentului cazanelor de abur.

3—1—b. Program de perfecționare a personalului care lucrează în problemele de programare, lansare, execuție și urmărire a producției — nivel superior ((activitatea de întreținere-reparații).

3—1.d. Recomandări metodologice pentru perfecționarea în unități a personalului care activează și are responsabilități în domeniul protecției muncii în întreprinderile de centrale electrice.

3h—75. Indicații metodologice prentru instruirea în unități a maiștrilor și tehnicienilor privind exploatarea și întreținerea utilajelor de construcții și mijloacelor de transport.

3.4.g/76. Recomandări metodologice pentru perfecționarea prin instruirea la locul de muncă a personalului din unitățile de construcții hidrotehnice.

D_{6a}—5.4. Soluții constructive noi privind liniile electrice subterane.

D_{6a}—1.4. Decizii multidimensionale în energetică.

D_{6a_1}—4. Metodologia proiectării liniilor electrice de distribuție.

D_{6b}—14. Modele matematice pentru analiza coordonării izolației.

D_{6c}—5.3.1. Fiabilitatea liniilor electrice aeriene.

D_{6c}—5.3.4. Predeterminarea prin calcul a indicilor de siguranță ai LEA și perspectivele optimizării siguranței.

D_8—3.4. Folosirea rațională a energiei electrice la exploatarea cuptoarelor electrice cu arc de elaborat oțel.

D_8—4.5.a. Necesitatea și eficiența economică a compensării puterii reactive.

D_8—4.4.a. Determinarea pierderilor dependente de sarcină în liniile electrice.

D_8—4.6.a. Optimizarea utilizării energiei electrice în iluminatul industrial.

D_8—7_a. Calitatea energiei electrice — o problemă de relații între consumatori și furnizorul de energie electrică.

D_{10}—2.2. Noțiuni de programare liniară.

D_{10}—2.6. Decizii în condiții de incertitudine și risc în exploatarea instalațiilor energetice.

D_{11}—1. Regulamentul de exploatare tehnică a construcțiilor hidroenergetice și a echipamentelor hidromecanice ale centralelor electrice, privind exploatarea, întreținerea și urmărirea comportării în exploatare.

D_{11}—2. Metode moderne de urmărire a comportării în exploatare și a siguranței de funcționare a construcțiilor hidrotehnice și instalațiilor hidromecanice aferente.

D_{11}—4. Organizarea acțiunilor privind urmărirea comportării construcțiilor hidrotehnice și interpretarea rezultatelor măsurătorilor.

D_{11}—11. Metode, tehnici, instalații și dispozitive folosite pentru vizitarea galeriilor forțate și a castelelor de echilibru.

D_{11}—17. Cazuri de incidente și avarii produse în exploatarea unor construcții și instalații hidrotehnice. Cauze și metode de prevenire.

E_5—2.1. Metode de optimizare a efectivului de personal direct productiv.

F_5—2.6.1. Probleme de programare liniară. Aplicație privind problema de transport.

E_5—1.0. Noțiuni introductive privind cercetarea operațională și aplicațiile ei în organizare-planificare

E_{8a}—1. Organizarea și conducerea contabilității . Atribuțiile și răspunderile conducătorului compartimentului financiar-contabil.

E_8—2. Inventarierea patrimoniului unităților economice.

F_4—3. Metode moderne operative utilizate la programarea lucrărilor de reparații.

T_5. Pompe aspiratoare AMBU.

T—5. Primul ajutor în caz de electrocutare.

TC_2.6—7. Factori de sporire a economicității în exploatarea turbinelor cu abur.

TC_2.6—8. Automatizarea — factor esențial în exploatarea sigură și economică a turbinelor cu abur.

TC_4—6.2. Pretratarea apei

TC 3a—7. Tehnologia de sudare și materiale de adaos folosite la repararea cazanelor și turbinelor cu abur.

TC_4—6.4. Tipuri de mase active utilizate în filtrele stațiilor de tratare a apei și condensului din centralele electrice. Analiză comparativă.

TC_{5a}. Modalități și mijloace de prevenire a incendiilor și exploziilor în centralele electrice. Mijloace de detectare și semnalizare.

TC_7—13. Studierea și însușirea prevederilor principale ale Regulamentului general de manevre în instalațiile termomecanice și hidromecanice.

TC_7—2. Locul centralelor hidroelectrice în sistemul energetic. Elemente caracteristice ale amenajărilor hidroenergetice.

TC_7—7. Exploatarea construcțiilor hidrotehnice în regimuri speciale (viituri, îngheț-dezgheț).

TM_3—5. Condiții tehnice pentru reparația și montajul motoarelor Diesel Saviem — 797—05 și MAN 2156 HMN 8.

TM_3—10. Norme de tehnica securității muncii în atelierele de reparații.

TM_5—1. Probleme generale ale perfecționării pregătirii profesionale.

TR_2—a.b. Culegere de lucrări practice pentru perfecționarea pregătirii profesionale a electricienilor din activitatea de întreținere stații electrice aeriene, P.A. și P.T.

TR_{3a}—1. Calculul mecanic al liniilor electrice aeriene.

TR_{3b}—14.3. Exploatarea posturilor de transformare aeriene.

TR_{3b}—16. Liniile electrice aeriene de medie tensiune (1—35 kV). Elemente constructive.

TR—2.2. Tipuri principale de stații electrice și rolul acestora în sistemul energetic.

TR_6—1. Rezistențe și reactanțe în circuitul de curent alternativ.

TR_6—5. Calculul rețelelor electrice (Determinarea secțiunii conductoarelor).

TR_{6b}—8. Factorul de putere. Posibilitățile de îmbunătățire.

TR_6—3. Structura schemelor de alimentare cu energie electrică a marilor consumatori.

TR_{6b}—7. Pierderile de putere și de energie activă.

TR_7—2. Puncte de alimentare și posturi de transformare. Scheme de conexiuni, criterii și tendințe privind alimentarea consumatorilor.

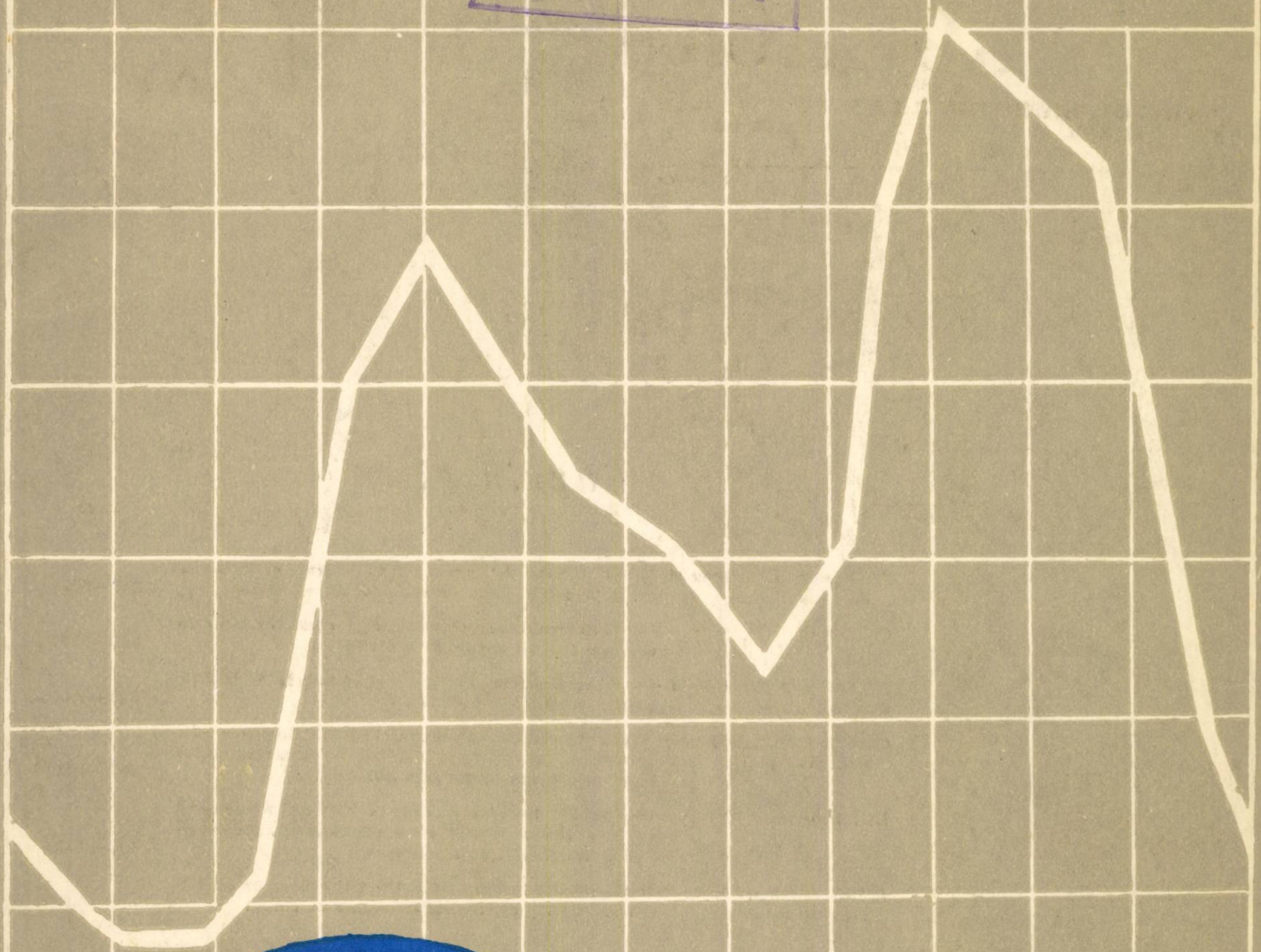
1977 MAR 18

E 2039

REFERÁLVA

MW

11



energetica

VOLUMUL XXIV
BUCUREȘTI NOIEMBRIE 1976

0 6 12 18 24

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 11 Noiembrie

Cuprinsul

		Pag.
Al. Diacon, I. Seleanu şi *R. Popa*	Model determinist generalizat pentru optimizarea exploatării cascadelor de centrale hidroelectrice	389—395
C. Neaga	Determinarea randamentului unui cazan de abur în conformitate cu recomandarea ISO	395—399
P. Buhuş, I. N. Chiuţă şi *Mihaela Iordache*	Consideraţii privind nivelurile şi distanţele de izolaţie pentru staţiile de 110—765 kV	399—405
Cornelia Ivaşcu, M. Nemeş şi *C. Velicescu*	Probleme privind automatizarea în reţelele de medie tensiune la trecerea de la funcţionarea cu neutrul izolat la cea cu neutrul tratat prin rezistenţă	405—409
H. Zărnescu	Contribuţii la introducerea unei excitaţii optime a maşinii sincrone în cazul ieşirii certe din sincronism la variaţii şi întreruperi de tensiune	409—420
Lokodi Zoltan şi *Kerekes Ioan*	Determinarea în timpul funcţionării a unor caracteristici de montaj la circuite secundare de curent	420—429
PUNCTE DE VEDERE		
S. Popescu	Consideraţii critice asupra denumirii diverselor forme topologice de măsurare în planul impedanţei (admitanţei)	430—434

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Model determinist generalizat pentru optimizarea exploatării cascadelor de centrale hidroelectrice

Prof. dr. ing. **Al. Diacon**,
dr. ing. **I. Seteanu**,
ing. **R. Popa***)

Abordarea operațională a problemei optimizării energetice a sistemelor de centrale hidroelectrice în cascadă, aflate în aval de amenajări hidroenergetice cu lacuri de mare capacitate, este inițiată prin alegerea adecvată a unei funcții-obiectiv, care să constituie economic și valoric un criteriu de apreciere calitativă a eficienței unui program de exploatare dat. În alegerea acestui criteriu, care trebuie să depindă de valorile debitelor turbinate și de utilitatea folosințelor complexe exprimată valoric, este necesar să se ia în considerare și calitatea energiei electrice produse, în raport cu perioada de timp în care este livrată către sistemul energetic (pozițiile de vîrf, semivîrf și bază ale graficului de sarcină).

Condițiile restrictive impuse de o exploatare corectă a lacurilor de acumulare de capacitate mică aferente centralelor hidroelectrice în cascadă (respectarea nivelelor maxime și minime admisibile), precum și condițiile de exploatare corespunzătoare a agregatelor hidroelectrice (capacitățile de turbinare limitate superior și inferior din motive tehnologice) pot duce uneori la situații de infezabilitate, adică de inexistență a unui program de exploatare adecvat. Pentru a obține un algoritm de optimizare care să furnizeze un astfel de program în orice condiții, este necesar să se lărgească cîmpul variabilelor de decizie alcătuit, într-o variantă studiată anterior, din mulțimea debitelor turbinate [1], prin introducerea în analiză a debitelor deversate (mărimi pozitive sau nule). În acest fel, cazurile care în varianta anterioară nu admiteau soluție (de exemplu situațiile de ape mari) se pot aborda acum corect, respectîndu-se toate restricțiile impuse. De asemenea, în noua schemă propusă, pot exista situații în care programul de exploatare optim să se realizeze în condiții de deversare, chiar dacă ar putea exista și soluții cu debitele deversate nule, dacă valoarea criteriului de optimizare ales crește substanțial prin concentrarea exploatării în perioadele de vîrf și semivîrf ale graficului de sarcină.

Pierderile de energie care apar în circuitul hidraulic și energetic al sistemelor de CHE studiate sînt modelate prin introducerea randamentului hidraulic, iar criteriul de optimizare este constituit de energia netă realizată, exprimată valoric. Randamentul hidraulic se exprimă prin relația

$$\eta = 1 - \frac{\Delta h}{H_{brut}}. \qquad (1)$$

unde Δh este pierderea totală de sarcină, iar H_{brut} sarcina brută disponibilă a unei CHE. Pierderea de sarcină Δh se poate determina cu o relație de forma

$$\Delta h = \Delta h_0 + A \cdot Q^2, \qquad (2)$$

în care A este un parametru dependent de debitul care parcurge sistemul și de sarcina brută H_{brut}.

Întrucît energia netă realizată într-un interval de timp dat este

$$E_N = \int_0^t \gamma \cdot \eta(t) \cdot Q(t) \cdot H(t) \cdot \mathrm{d}t, \qquad (3)$$

se poate defini criteriul de optimizare constituit de energia netă exprimată valoric printr-o funcție-obiectiv dată de relația

$$F = \int_0^{24h} C(t) \cdot \gamma \cdot \eta(t) \cdot Q(t) \cdot H(t) . \mathrm{d}t, \qquad (4)$$

unde $C(t)$ reprezintă costul diferențial (lei/kWh) al energiei produse la momentul de timp t. Această funcție este neliniară în raport cu variabilele de decizie. Pentru a evita dificultățile legate de volumul de calcule necesitat de metodele programării neliniare, se va folosi un model mixt de programare liniară, care se bazează pe supoziția că, dacă se împarte intervalul de timp studiat în fragmente t_j alese convenabil, în funcție de particularitățile graficului de sarcină al sistemului energetic considerat și se admite că nivelele de exploatare în lacuri rămîn practic neschimbate în aceste subperioade, iar debitele de exploatare ale CHE se mențin neschimbate, atunci funcția-obiectiv devine o combinație liniară a unora dintre variabilele de decizie (debitele turbinate și deversate). În continuare, analiza este completată prin optimizarea energiei nete folosind un procedeu de atingere a optimului prin căutări succesive („search pattern technique"), variabilele de decizie fiind de această dată volumele finale existente în lacurile de acumulare la sfîrșitul perioadei de studiu.

O altă alternativă interesantă pentru cea de-a doua etapă de optimizare ar putea să o constituie condiția ca debitul evacuat în albia

* Institutul politehnic București.

regularizată în aval de sistemul hidroenergetic studiat să aibă variaţii diurne cît mai reduse, favorizîndu-se astfel navigaţia interioară şi alte folosinţe direct legate de existenţa unui nivel minim cît mai ridicat.

Întrucît nivelele maxime şi minime convenţionale, conţinute în formularea restricţiilor, pot fi de fapt depăşite pentru fracţiuni de timp reduse, o analiză completă a sistemului se poate întemeia pe formularea stochastică a condiţiilor de restricţie, introducînd probabilităţile de nedepăşire a nivelelor extreme şi admiţîndu-se, în acelaşi timp, variaţia aleatorie a cerinţelor folosinţelor neenergetice aferente sistemului de CHE.

După ce problema globală de optimizare este rezolvată, în etapa finală este necesar să se determine cea mai judicioasă defalcare a debitului turbinat pentru o perioadă dată, între agregatele CHE considerate, ţinînd seama de particularităţile tehnologice ale fiecărui agregat hidroenergetic. Această defalcare constituie de fapt o nouă subproblemă de optimizare pe termen scurt, a cărei soluţie se obţine folosind ca date de bază în formularea restricţiilor valorile variabilelor de decizie obţinute din problema de optimizare globală soluţionată anterior.

1. Descrierea sistemului

Se consideră un sistem de N centrale hidroelectrice şi lacuri cu biefuri conjugate, amenajat în bazinul hidrografic al unui curs de apă şi al afluenţilor săi.

Se presupune că, în afara utilizării stocului afluent în scopuri energetice, sistemul respectiv serveşte şi pentru satisfacerea altor folosinţe (apă potabilă, apă pentru industrii, irigaţii etc.), toate acestea exprimate prin debitele de servitute reclamate în diferite puncte şi la diferite momente de timp (fig. 1). În cele ce urmează se vor accepta aceste debite ca mărimi deterministe, cu variaţia în timp cunoscută.

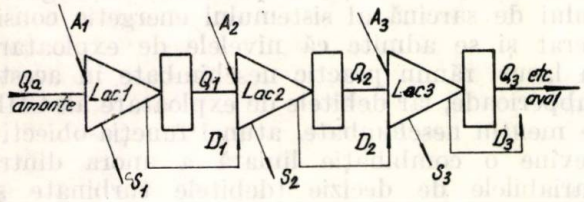


Fig. 1

Dacă puterea instalată a turbinelor este suficient de mare pentru a putea prelucra un stoc de apă superior disponibilului mediu al cursului de apă şi al afluenţilor, se pune problema determinării planului de exploatare cel mai eficient din punct de vedere economic, prin acumularea apei în lacuri în anumite perioade de timp şi turbinarea sa la putere mai mare în alte perioade. Se ştie că în cadrul graficului de sarcină al sistemului energetic, turbinarea stocului de apă este cea mai rentabilă în timpul celor două vîrfuri de sarcină, energia produsă fiind foarte preţioasă. În mod convenţional, se poate stabili un criteriu de apreciere valorică a energiei obţinute în diferite zone ale graficului de sarcină prin definirea unor coeficienţi de valoare a energiei realizate (în raport cu valoarea energiei de bază, de exemplu).

Pe de altă parte, este de dorit o utilizare cît mai completă a stocului disponibil, respectiv acceptarea deversărilor doar în cazuri extreme de debite afluente foarte mari, sau în situaţii care conduc la o prelucrare superioară a stocului în perioadele de vîrf.

Funcţionarea sistemului trebuie să se încadreze între limitele sale fizice şi tehnologice din intervalul de timp analizat. Aceste limite constau în existenţa unor nivele maxime şi minime de exploatare admisibile pentru lacuri, a unor capacităţi de turbinare disponibile în centrale şi a unor nivele impuse de satisfacere a celorlalte folosinţe, pentru stocul existent în momentul începerii analizei, şi în condiţiile concrete ale hidrografelor debitelor afluente pe perioada respectivă.

2. Programul optim de exploatare globală

Pentru stabilirea unui plan optim de exploatare zilnică a sistemului, se consideră graficul de sarcină împărţit în T perioade de timp t_j, cărora li se atribuie factori de valoare C_j pozitivi pentru debitele turbinate şi, respectiv, K_j negativi pentru debitele deversate.

În prima etapă de analiză se presupun cunoscute valorile V_{fi} ale volumelor în lacuri la sfîrşitul intervalului total de studiu.

Dacă se notează cu :

Q_{ij} — debitul turbinat în centrala i ;

D_{ij} — debitul deversat din lacul i ;

A_{ij} — debitul afluenţilor secundari în lacul i ;

S_{ij} — debitul de servitute prelevat din lacul i ;

m_{ij} — coeficientul de disponibilitate a debitului instalat Q_{1i} în centrala i,

toate aceste mărimi referindu-se la perioada de timp j, şi prin :

V_{Mi} — volumul maxim de exploatare admisibil ;

V_{mi} — volumul minim admisibil ;

V_{0i} — volumul la începutul analizei,

acestea caracterizînd lacul i, — se pot scrie următoarele restricţii de natură constructivă şi funcţionale :

a) Condiţiile de nedepăşire a nivelelor maxi- [illegible] exploatare admisibile în lacuri, în nici o perioadă de timp :

$$\sum_{j=1}^{m} (Q_{i-1,j}+D_{i-1,j}+A_{ij}-Q_{ij}-D_{ij}-S_{ij})\cdot t_j \leqslant$$

$$\leqslant V_{Mi} - V_{0i} \qquad (5)$$

$$(i = 1, 2, \ldots\ldots, N;\ m = 1, 2, \ldots\ldots, T),$$

unde $Q_{0j} = Q_{aj}$ este debitul afluent pe cursul de apă principal, iar $D_{0j} = 0$.

b) Condiţiile de necoborîre sub nivelele minime admisibile de exploatare în lacuri, în nici o perioadă de timp :

$$\sum_{j=1}^{m} (Q_{ij} + D_{ij} + S_{ij} - Q_{i-1,j} - D_{i-1,j} - A_{ij})\cdot t_j \leqslant$$

$$\leqslant V_{0i} - V_{mi} \qquad (6)$$

$$(i = 1, 2, \ldots\ldots\ldots, N;\ m = 1, 2, \ldots, T)$$

c) Condiţiile de nedepăşire a debitelor maxime ce pot fi turbinate în centrale, pentru toate perioadele de timp :

$$Q_{ij} \leqslant m_{ij}\cdot Q_{Ii}, \quad (i = 1, 2, \ldots\ldots, N;$$

$$j = 1, 2, \ldots\ldots, T) \qquad (7)$$

d) Condiţiile de atingere a volumelor finale V_{fi} :

$$V_{fi} = V_{0i} + \sum_{j=1}^{m} (Q_{i-1,j} + D_{i-1,j} + A_{ij} - Q_{ij} -$$

$$- D_{ij} - S_{ij})\cdot t_j \qquad (8)$$

$$(i = 1, 2, \ldots\ldots\ldots, N)$$

În mod evident, valoarea totală zilnică rezultată prin turbinarea sau deversarea stocului de apă şi pe care o definim ca funcţie-obiectiv de maximizat pentru această etapă se scrie :

$$max\left\{E_B = \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{T} Q_{ij}\cdot C_j + D_{ij}\cdot K_j)\cdot t_j\right\} \qquad (9)$$

Sub această formă, sistemul de restricţii (5) — (8) şi funcţia-obiectiv (9) reprezintă un model determinist de optimizare a exploatării sistemului cascadă prin programare liniară, avînd ca variabile de decizie debitele turbinate Q_{ij} şi debitele deversate D_{ij}.

Pentru a rezulta valori cît mai mici ale variabilelor D_{ij} (deci pierderi inutile minime de apă din lacurile sistemului), coeficienţii acestor variabile, K_j, în funcţia-obiectiv trebuie să aibă valori negative foarte mari.

Problema de programare liniară obţinută a fost soluţionată folosind un algoritm simplex parametric [illegible] dual specializat [2], pentru care s-a remarcat în [illegible] de calcul este minim. Dacă se trans[illegible] necesarul de timp (5)—(9) matricial :

$$max\{Z = k'\cdot x\}$$

$$A\cdot x \leqslant b, \qquad (10)$$

unde A este matricea coeficienţilor tehnici, k' este vectorul linie al factorilor de cost, b reprezintă vectorul disponibilităţilor şi x este vectorul coloană al variabilelor de decizie, pentru aplicarea algoritmului dual este necesar să se aducă relaţia (10) la forma

$$min\{W = b'\cdot u\}$$

$$A'\cdot u \geqslant k, \qquad (11)$$

in care u este vectorul dual de decizie, iar W funcţia-obiectiv duală. Rezolvarea problemei duale este preferabilă în special în situaţii ca aceasta, caracterizate printr-un număr de restricţii considerabil mai mare decît numărul variabilelor. În general, hidroenergetica reprezintă un domeniu în care formularea problemelor de stocare, operare, gospodărire etc. conduce la matrice de coeficienţi tehnici cu dimensiuni apreciabile, avînd în schimb structură rară (coeficient de densitate sub 0,3—0,25). Aceasta reclamă utilizarea unor algoritmi speciali de programare, adecvaţi sistemelor mari [3] şi a unor tehnici particulare de facilitare a definirii elementelor de calcul.

În cazul de faţă se poate obţine o micşorare a numărului de variabile dacă din restricţiile (8) se extrag, de exemplu, debitele turbinate în ultima perioadă de timp sub forma :

$$Q_{i,T} = Q_{i-1,T} + \frac{1}{t_T}\left\{V_{0i} - V_{fi} + \right.$$

$$\left. + \sum_{j=1}^{T-1} (Q_{i-1,j} + D_{i-1,j} + A_{ij} - Q_{ij} - D_{ij} - S_{ij})\cdot t_j\right\} \qquad (12)$$

şi se impun asupra lor restricţiile de nenegativitate şi de nedepăşire a disponibilităţilor de

turbinare în perioada respectivă. Rezultă prin recurență restricții de tipul :

$$\sum_{j=1}^{T-1}(Q_{1j}+D_{1j})\cdot t_j + D_{1T}\cdot t_T \leqslant V_{01} - V_{f1} + \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j}-S_{1j})\cdot t_j \qquad (13)$$

$$\sum_{j=1}^{T-1}(Q_{2j}+D_{2j})\cdot t_j + D_{2T}\cdot t_T \leqslant (V_{01}+V_{02}) - (V_{f1}+V_{f2}) + \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j}+A_{2j} - S_{1j}-S_{2j})\cdot t_j;\ \text{etc.}\ \ldots\ldots,$$

respectiv

$$\sum_{j=1}^{T-1}(Q_{1j}+D_{1j})\cdot t_j + D_{1T}\cdot t_T \geqslant V_{01} - V_{f1} - m_{1T}\cdot Q_{I1}\cdot t_T + \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j}-S_{1j})\cdot t_j \qquad (14)$$

$$\sum_{j=1}^{T-1}(Q_{2j}+D_{2j})\cdot t_j + D_{2T}\cdot t_T \geqslant (V_{01}+V_{02}) - (V_{f1}+V_{f2}) - m_{2T}\cdot Q_{I2}\cdot t_T + \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j}+A_{2j}-S_{1j}-S_{2j})\cdot t_j;\ \text{etc.}\ \ldots.$$

Funcția-obiectiv ia forma :

$$max\left\{E_B = E_0 + \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{T-1}(C_j - C_T)\cdot Q_{ij}\cdot t_j + \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{T}(K_j - C_T)\cdot D_{ij}\cdot t_j\right\}, \qquad (15)$$

unde

$$E_0 = C_T\Big[N\cdot(V_{01}-V_{f1}) + (N-1)\cdot(V_{02}-V_{f2}) + \ldots + (V_{0N}-V_{fN}) + N\sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j}-S_{1j})\cdot t_j + (N-1)\sum_{j=1}^{T}(A_{2j}-S_{2j})\cdot t_j + \ldots + \sum_{j=1}^{T}(A_{Nj}-S_{Nj})\,t_j\Big] \qquad (16)$$

În acest mod, sistemul de inegalități (5)—(7), (13) și (14) conține $N\cdot(3\,T-1)$ restricții și $N\cdot(2\,T-1)$ [illegible] de decizie.

Soluția care se obține satisface toate restricțiile respective, asigură debitele de servitute necesare și conduce, cu deversări minime, la o valoare maximă a energiei brute obținute prin turbinare, în ipoteza atingerii valorilor impuse pentru V_{fi} la sfîrșitul intervalului de studiu.

3. Optimizarea parametrică necondiționată

Deoarece alegerea valorilor volumelor finale V_{fi} nu este condiționată fizic decît de dimensiunile lacurilor, aceste mărimi pot fi privite ca parametri și astfel apare justificată problema determinării lor în așa fel încît să fie satisfăcut un alt criteriu de optimizare. În această etapă de analiză se urmărește obținerea valorilor V_{fi}, care furnizează, cu respectarea planului de exploatare rezultat din programarea liniară, un maxim al valorii energiei nete realizate pe sistem, în intervalul total de studiu. Relația (3) (sau 4) se aproximează satisfăcător printr-o funcție-obiectiv de forma :

$$max\left\{E_N = \sum_{j=1}^{T} C_j\cdot t_j \sum_{i=1}^{N}(\eta_{hmed})_{ij}\cdot Q_{ij}\cdot(V_{med})_{ij}\right\}, \qquad (17)$$

în care volumul mediu în lacul i în perioada j este

$$(V_{med})_{ij} = \frac{V_{i,j-1}+V_{ij}}{2}, \qquad (18)$$

iar randamentul hidraulic mediu, admițînd o variație liniară a randamentului hidraulic cu volumul între η_M și η_m (corespunzătoare valorilor V_M și respectiv V_m), este :

$$(\eta_{hmed})_{ij} = \eta_M - (\eta_M - \eta_m)\,\frac{1 - V_M/(V_{med})_{ij}}{1 - V_M/V_m} \qquad (19)$$

Funcția-obiectiv (17) depinde neliniar de parametrii V_{fi}. În consecință s-a adoptat un procedeu discret de optimizare necondiționată („search pattern technique"), elaborat de Hooke și Jeeves [4], prin care se cercetează sistematic valorile V_{fi} favorabile criteriului de optimizare. Principiul acestui proces iterativ de explorare și extrapolare în spațiul parametrilor, ca și programul în limbaj FORTRAN propus de autori sînt prezentate detaliat în [1].

4. Repartizarea optimă a sarcinii pe grupuri într-o perioadă de timp dată

După stabilirea programului de exploatare optim al fiecărei centrale hidroelectrice din

sistemul analizat, ca urmare a rezolvării celor două etape de calcul din paragrafele 2 și 3, se obțin, pentru diferite perioade de timp, debitele totale turbinate.

Dacă pentru un interval de timp t dat, debitul turbinat nu epuizează integral capacitatea de putere disponibilă a centralei, se pune problema alegerii celei mai avantajoase a grupurilor care urmează să fie puse în funcțiune pentru a se realiza maximizarea energiei produse în intervalul de timp analizat.

Se presupune că centrala hidroelectrică analizată este echipată cu n_i hidroagregate de tipul i ($i = 1, 2, \ldots, G$), unde G este numărul de tipuri de hidroagregate existente în centralele hidroelectrice ale sistemului. Se va nota prin $\theta_{ij} \leqslant t$, timpul de funcționare a hidroagregatului j ($j = 1, 2, \ldots, n_i$) de tipul i ($i \leqslant G$), iar prin η_i și Q_i se va înțelege randamentul și debitul de funcționare pentru agregatul de tip i.

Stocul turbinat global se poate exprima detaliat prin relația:

$$Q \cdot t = \sum_{i=1}^{G} \sum_{j=1}^{n_i} \theta_{ij} \cdot Q_i, \tag{20}$$

unde Q este debitul total turbinat în centrală în timpul perioadei t, precizat ca variabilă de decizie în programele de optimizare anterioare.

În această etapă se aleg ca variabile de decizie timpii de funcționare efectivă θ_{ij}, iar cantitatea de energie obținută în perioada t, dată de formula

$$E_c = \lambda \cdot \sum_{i=1}^{G} \sum_{j=1}^{n_i} \theta_{ij} \cdot \eta_i \cdot Q_i, \tag{21}$$

constituie funcția-obiectiv care urmează să fie maximizată. În formula (21) s-a notat prin λ un coeficient de proporționalitate convenabil ales.

Problema liniară de optimizare este caracterizată de restricțiile:

$$\theta_{ij} \leqslant t \tag{22}$$

$$\theta_{ij} \geqslant t_{mini} \tag{23}$$

$$(i = 1, 2, \ldots, G;\ j = 1, 2, \ldots, n_i),$$

în care t_{mini} reprezintă timpul minim de funcționare a grupului de tip i tehnic acceptabil (rezultat, de exemplu, din condiția ca numărul zilnic de porniri și opriri succesive să nu depășească o valoare impusă). Egalitatea (20) constituie o restricție suplimentară pentru sistemul (22), (23), iar criteriul de optimizare este

$$max\,\{E_c\}. \tag{24}$$

Folosind algoritmul simplex revizuit și în această etapă finală de optimizare pentru toate perioadele graficului de sarcină și toate lacurile asociate sistemului de CHE în cascadă, rezultă un program eficient și detaliat de exploatare. Soluția obținută prezintă oarecare elasticitate în alegerea ordinii de punere în funcțiune a grupurilor în cadrul perioadelor de timp, urmărindu-se totuși o acoperire echilibrată a acestora, care să asigure pe cît posibil și o variație minimă a nivelelor în lacuri. Astfel, dacă la începutul perioadei t nivelul într-un lac este excesiv de coborît, se va decala pornirea grupurilor către sfîrșitul perioadei respective, efectuîndu-se pornirea spre începutul perioadei în caz contrar.

5. Rezultate numerice

Pentru exemplificarea utilizării modelului propus, se consideră un sistem hidroenergetic în cascadă compus din trei centrale hidroelectrice cu lacuri tampon asociate. Limitele fizice ale volumelor în lacuri, valorile inițiale V_0 și finale V_{fi} (admise la prima iterație), precum și debitele instalate Q_I sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Lac (CHE)	V_M (10^6 m^3)	V_m (10^6 m^3)	V_0 (10^6 m^3)	V_f (10^6 m^3)	Q_I (m^3/s)
1	10	4	7,5	9	210
2	6	2	4,8	5	180
3	9,3	3	7	4	195

În centralele sistemului există patru tipuri de hidroagregate cu următoarele caracteristici (tabelul 2):

Tabelul 2

Tip grup	Q_g (m^3/s)	η_g (%)	t_{ming} (s)	Număr grupuri în centrala		
				1	2	3
I	90	97	1800	1	0	1
II	60	95	1600	1	2	1
III	45	93	1200	0	0	1
IV	30	91	900	2	2	0

Graficul de sarcină zilnic (fig. 2) s-a împărțit în cinci perioade de timp t_j, pentru care s-au ales coeficienții de cost C_j și K_j ca în tabelul 3. Hidrografele debitului afluent principal Q_{aj}, al debitelor provenite din afluenții secundari A_{ij}, debitele de servitute S_{ij}, precum și coeficienții de disponibilitate m_{ij} a debitelor instalate sînt indicate în tabelul 3.

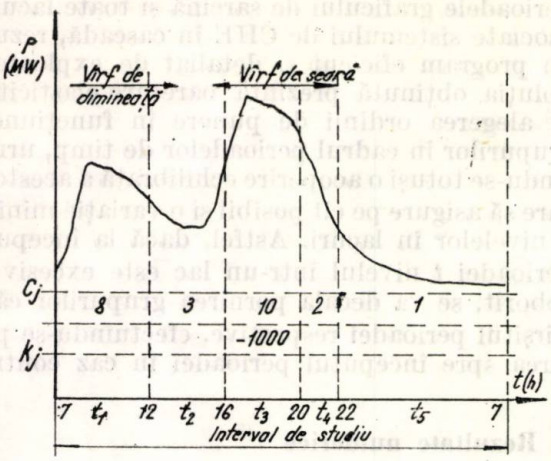


Fig. 2

Tabelul 3

Perioada	7–12	12–16	16–20	20–22	22–7
t_j (ore)	5	4	4	2	9
C_j	8	3	10	2	1
K_j	-10^3	-10^3	-10^3	-10^3	-10^3
Q_a (m³/s)	84	90	95	84	84
A_1 (m³/s)	20	20	20	20	20
A_2 (m³/s)	10	10	10	10	10
A_3 (m³/s)	20	25	30	35	40
S_1 (m³/s)	31,3	31,3	31,3	31,3	31,3
S_2 (m³/s)	37,5	37,5	37,5	37,5	37,5
S_3 (m³/s)	27,8	27,8	27,8	27,8	27,8
m_1 (%)	95	75	80	90	25
m_2 (%)	50	95	95	50	50
m_3 (%)	25	50	90	75	75

Presupunînd $\eta_M = 1$ şi $\eta_m = 0,6$, se obţine soluţia iniţială din tabelul 4.

Tabelul 4

Perioada	7–12	12–16	16–20	20–22	22–7
Q_1 (m³/s)	139,88	0	168	12,36	0
Q_2 (m³/s)	45,72	0	113	0	0
Q_3 (m³/s)	48,75	97,5	175,5	0	29
D_1 (m³/s)	0	0	0	0	0
D_2 (m³/s)	0	0	0	0	0
D_3 (m³/s)	0	0	0	0	0

iar $E_B = 12,13.10^2$ şi $E_N = 570,95.10^{12}$ (exprimate în unităţi arbitrare).

După rularea programului, folosind un pas de explorare $\Delta = 2,5.10^5$ m³ pentru parametrii V_{fi} şi limitînd numărul iteraţiilor cu condiţia $\Delta \geqslant \Delta_m = 2,5.10^4$ m³, se obţin (după 117 iteraţii) volumele finale :

$V_{f1} = 4.10^6$ m³ ; $V_{f2} = 2,015625.10^6$ m³ şi $V_{f3} = 8,1875.10^6$ m³, iar variabilele de decizie sînt indicate în tabelul 5.

Tabelul 5

Perioada	7–12	12–16	16–20	20–22	22–7
Q_1 (m³/s)	184,17	98,12	168	72,7	52,5
Q_2 (m³/s)	90	171	171	90	90
Q_3 (m³/s)	48,75	97,5	175	0	146,18
D_1 (m³/s)	0	0	0	0	20,20
D_2 (m³/s)	0	0	0	0	10,05
D_3 (m³/s)	0	0	0	0	0

cu $E_B = 17,25.10^2$ şi $E_N = 801,1.10^{12}$.

În figura 3 este redată variaţia volumelor în lacuri pe parcursul intervalului total de studiu, în varianta optimă finală. Se constată că variaţiile volumelor în lacuri se încadrează între limitele admisibile impuse în funcţionare.

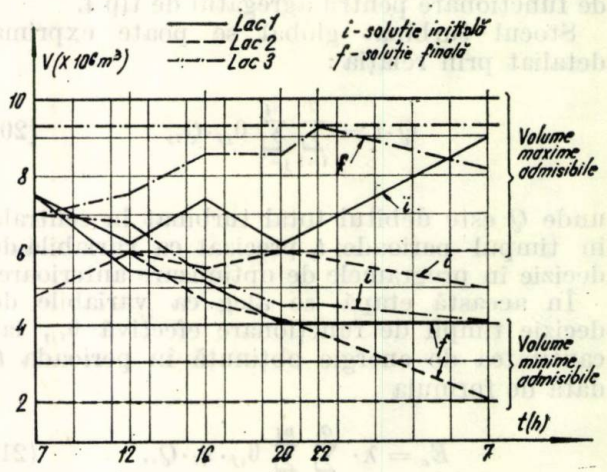


Fig. 3

Figura 4 ilustrează evoluţia valorilor funcţiilor-obiectiv E_B şi E_N în cursul procesului de calcul.

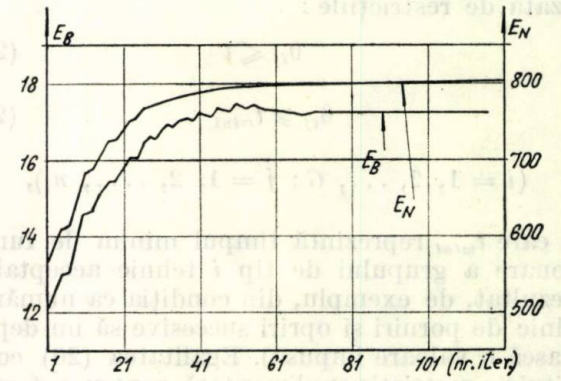


Fig. 4

Se remarcă faptul că soluţia optimă a problemei include valori nenule pentru debitele deversate în perioada de funcţionare de noapte.

Avînd în vedere valoarea ridicată a stocului care s-a putut turbina în aceste condiţii în perioadele de vîrf, criteriul de optimizare necondiţionată a înregistrat o mărime superioară celor din situaţiile care nu au cerut deversări, prin aceasta valoarea energiei brute realizate nefiind afectată în mod simţitor.

Programul de optimizare a repartizării sarcinii pe grupuri pentru soluţia finală furnizează rezultatele redate în tabelul 6.

Tabelul 6

Perioada		7–12	12–16	16–20	20–22	22–6
		Timpi de funcţionare pe perioadă (s)				
Lac 1	grup tip I	18000	14032,89	14400	4149,33	17233,33
	grup tip II	18000	1600	14400	1600	1600
	grup 1 tip IV	18000	1800	8640	1800	1800
	grup 2 tip IV	2500	0	0	0	0
Lac 2	grup 1 tip II	18000	14400	14400	7200	32400
	grup 2 tip II	8100	14400	14400	2700	15300,05
	grup 1 tip IV	1800	14400	14400	1800	1800
	grup 2 tip IV	0	10080	10080	0	0
Lac 3	grup tip I	8083,33	13933,33	14400	0	32400
	grup tip II	1600	1600	14400	0	29438,93
	grup tip III	1200	1200	8160	0	1200

În acest mod se obţine graficul de funcţionare a fiecărui grup al sistemului, pe perioada totală de studiu. Exploatarea sistemului conform acestui grafic de funcţionare, defalcat pe grupuri, poate să ducă la variaţii instantanee ale nivelelor în lacuri faţă de cele obţinute în programul principal, ca urmare a diferenţelor ce pot să existe între debitul turbinat instantaneu şi debitul turbinat mediu pe perioada t_j, obţinut cu programul de optimizare globală. Aceste abateri sînt însă reduse ca mărime şi durată, iar la nivelul fiecărei perioade t_j efectul lor este în medie nul.

Pentru datele numerice considerate, se constată din figura 4 că ameliorarea valorii funcţiei-obiectiv după iteraţia 63 este nesemnificativă, astfel încît, cu o bună aproximaţie, această soluţie ar putea fi considerată ca rezultat final optim al problemei. Debitele turbinate şi deversate în această situaţie coincid cu mărimile din tabelul 5, cu excepţia ultimei coloane, care devine: $Q_1 = 52{,}5$; $Q_2 = 85{,}1$; $Q_3 = 146{,}25$; $D_1 = 20{,}2$; $D_2 = 0$; $D_3 = 13{,}92$ pentru următoarele volume finale în lacuri: $V_{f1} = 4.10^6\ m^3$, $V_{f2} = 2{,}5.10^6\ m^3$ şi $V_{f3} = 7{,}25.10^6\ m^3$. Volumul de calcule necesar pentru optimizarea globală poate fi micşorat, în consecinţă, folosind un criteriu limitativ de abatere relativă în locul abaterii absolute.

Bibliografie

[1] Diacon, Al., Seteanu, I. şi Popa, R. *Model liniar-neliniar de optimizare hidroenergetică pe termen scurt.* În: Energetica, 24, nr. 1, 1976.

[2] Siddall, J. N. ş.a. *OPTIPAC, the designers' optimization problem solver.* McMaster University, Canada, 1970.

[3] Lasdon, L. S. *Teoria optimizării sistemelor mari* (traducere din limba engleză). Editura tehnică, Bucureşti, 1975.

[4] Kowalik, J. şi Osborne, M. R. *Methods for unconstrained optimization problems.* American Elsevier Publ. Co., New York, 1968.

(Articol intrat în redacţie în iulie 1976)

Determinarea randamentului unui cazan de abur în conformitate cu Recomandarea ISO

Ing. **C. Neaga**

În lucrarea de faţă se expune metodica de calcul a randamentului unui cazan de abur ţinînd seama de propunerea ISO, recomandare la care a aderat şi ţara noastră. În recomandarea sa, ISO precizează locul anumitor termeni în bilanţul termic al cazanului, făcînd astfel posibilă o comparaţie unitară între cazane pe piaţa mondială, cel puţin din punctul de vedere al randamentului. Totodată se fac şi unele precizări la întocmirea bilanţului termic şi material, precum şi asupra expresiilor pierderilor de căldură care intervin în funcţionarea unui cazan de abur.

În vederea dezvoltării lucrării se ia ca bază schema din figura 1.

Pentru întocmirea bilanţului termic (nu se ţine seama de toate formele de energie schimbate în sistem; eroarea este neesenţială) se alege o suprafaţă de referinţă (ca în figură) şi o temperatură de referinţă, notată cu t_r, °C (presiunea de referinţă se consideră 760 mm Hg, ca pentru condiţiile normale).

* Ing. Const. Neaga este şef de lucrări la Catedra de cazane şi turbine cu abur şi gaze, Facultatea de mecanică, Institutul politehnic Bucureşti.

Calculul debitelor calorice introduse în sistem:

— cu combustibilul

$$B[Q_i^i(t_r) + (\mathrm{ct})_c - (\mathrm{ct})_0 + (\mathrm{ct})_0 - (\mathrm{ct})_r + W_f(i_f - 600 + t_r) + Q_M] \text{ [kcal/h]}, \quad (1)$$

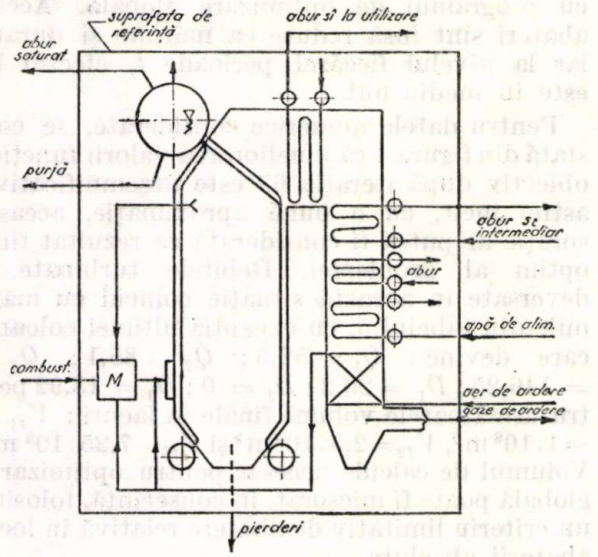


Fig. 1. Schema cazanului cu fixarea suprafeței de referință și a fluxurilor care intră și ies din sistem.

unde B este consumul orar de combustibil (combustibilul introdus în sistem), kgf/h sau Nm³/h; $Q_i^i(t_r)$ — puterea calorică inferioară cu referire la masa inițială, kcal/kgf, sau $Q_i^{um}(t_r)$ — puterea calorică inferioară cu referire la combustibilul gazos umed, kcal/Nm³; puterea calorică este funcție de temperatura de referință; în lucrarea [3] se dau expresiile variației efectului termic al unei reacții cu temperatura; $i_c = (\mathrm{ct})_c$ — entalpia specifică a combustibilului la temperatura cu care el se introduce în sistem, kcal/kgf sau kcal/Nm³. Dacă temperatura combustibilului t_c este negativă și ne referim la cărbune, atunci o parte din umiditatea lui este înghețată și entalpia devine:

$$i_c = -(\mathrm{ct})_c - n\frac{W_t^i}{100}[-t_c + c_{gh}t_c + \lambda_{gh}], \quad (2)$$

unde

n este cota-parte din umiditatea inițială a cărbunelui în stare de gheață [2];

W_t^i — umiditatea totală a masei inițiale, %;

c_{gh} — căldura specifică a gheții, kcal/kgf·grd;

λ_{gh} — căldura de topire a gheții, kcal/kgf;

$i_{c0} = (\mathrm{ct})_0$ — entalpia specifică a combustibilului la temperatura mediului ambiant, t_0;

$i_{cr} = (\mathrm{ct})_r$ — entalpia specifică a combustibilului la temperatura de referință, t_r;

W_f — consumul specific de abur pentru nevoi funcționale (ex. pulverizarea păcurii), kgf/kgf; valorile lui se iau din [1];

i_f — entalpia aburului, kcal/kgf;

Q_M — căldura dezvoltată în procesul de măcinare a cărbunelui, kcal/kgf;

$$Q_M = 860\ k_m E, \quad (3)$$

unde k_m reprezintă fracția din energia electrică consumată care se transformă în căldură; E — consumul specific de energie electrică, kWh/kgf; detalii asupra lui Q_M se găsesc în [2];

— Debitul de căldură introdus în sistem cu aerul de ardere:

$$B_{ef}\alpha'_p[I^0_{aum}(t'_p) - I^0_{aum}(t_0) + I^0_{aum}(t_0) - I^0_{aum}(t_r)], \quad (4)$$

unde

B_{ef} este consumul orar efectiv de combustibil, kgf/h sau Nm³/h;

α'_p, t'_p — coeficientul de exces de aer, respectiv temperatura aerului de ardere la introducerea în sistem;

$I^0_{aum}(t'_p)$ — entalpia aerului umed teoretic la temperatura t'_p, kcal/kgf sau kcal/Nm³;

$I^0_{aum}(t_0)$, $I^0_{aum}(t_r)$ — entalpia aerului umed teoretic la temperatura t_0, respectiv t_r, kcal/kgf sau kcal/Nm³;

— debitul caloric introdus cu aerul fals:

$$B_{ef}\Delta\alpha[I^0_{aum}(t_0) - I^0_{aum}(t_r)], \quad (5)$$

în care $\Delta\alpha$ este infiltrația de aer fals în întreg sistemul.

Pentru agentul termic apă-abur nu se vor scrie separat debitele calorice care intră și care ies din sistem, ci diferența lor; căldura schimbată în sistem și măsurată pe partea agentului apă-abur constituie căldura utilă Q_u, kcal/h.

Debitele calorice care ies din sistem:

— Căldura utilă. Având în vedere fig. 2, se poate scrie:

$$Q_u = D_n i_n + D_{sat}\ i'' + D_p i' - (D_n + D_{sat} + D_p)i'_e + D_{si}(i''_{si} - i'_{si}), \text{ kcal/h}, \quad (6)$$

unde

D_n este debitul nominal al cazanului;

D_{sat} — debitul de abur saturat preluat din tambur pentru diverse nevoi;

D_p — debitul de purjă;

D_{inj} — debitul de injecție pentru reglarea temperaturii aburului supraîncălzit;

D_{si} — debitul de abur supraîncălzit intermediar;

toate debitele se exprimă în kgf/h;

i_n — entalpia nominală a aburului supraîncălzit;

i'' — entalpia aburului saturat uscat;

i' — entalpia apei la saturație;

i'_e — entalpia apei de alimentare;

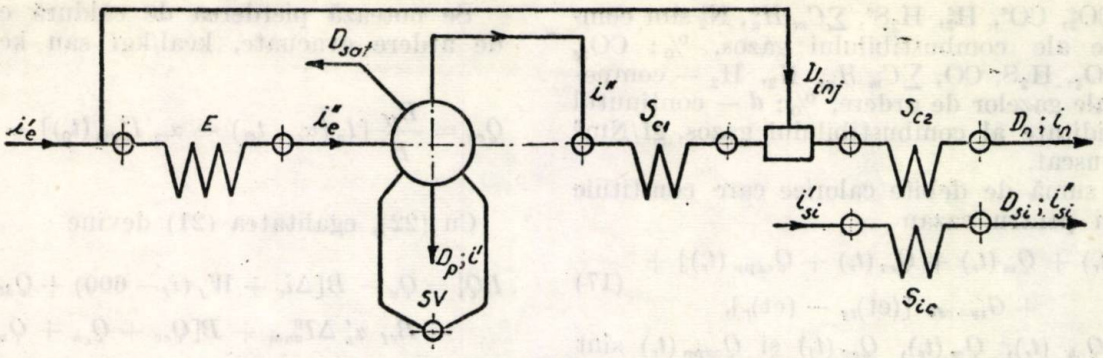


Fig. 2. Schema termică desfășurată a cazanului pentru calculul căldurii utile:
E – economizor; SV – sistemul vaporizator; S_{c1} – supraîncălzitor de convecție treapta 1; S_{c2} – supraîncălzitor de convecție treapta 2; S_{ic} – supraîncălzitor intermediar de convecție.

i''_e — entalpia apei la ieșirea din economizor;

i'_{si}, i''_{si} — entalpia aburului la intrare, respectiv ieșire din supraîncălzitorul intermediar;

toate entalpiile se exprimă în kcal/kgf.

— Căldura fizică a gazelor de ardere care părăsesc sistemul:

$$B_{ef}[I_g(\alpha_{ev}, t_{ev}) - I_g(\alpha_{ev}, t_r)], \quad (7)$$

în care

$I_g(\alpha_{ev}, t_{ev})$ este entalpia gazelor de ardere evacuate, funcție de valoarea coeficientului de exces de aer la evacuare, α_{ev}, și de temperatura gazelor de ardere evacuate, t_{ev}, kcal/kgf sau kcal/Nm³;

$I_g(\alpha_{ev}, t_r)$ — aceeași semnificație, dar pentru temperatura de referință.

În general, pentru oricare α și t, entalpia gazelor de ardere se scrie:

— La proiectare:

$$I_g(\alpha, t) = V_{RO_2}(ct)_{CO_2} + V^0_{N_2}(ct)_{N_2} + V^0_{H_2O}(ct)_{H_2O} + (\alpha - 1)V^0_{aum}(ct)_{aum} + \frac{G_{antr}}{B}(ct)_{antr}, \quad (8$$

unde $(ct)_{CO_2}$; $(ct)_{N_2}$; $(ct)_{H_2O}$; $(ct)_{aum}$ și $(ct)_{antr}$ sînt entalpiile specifice ale CO_2, N_2, H_2O, aerului umed și cocsului antrenat de gazele de ardere;

G_{antr} — debitul de material solid antrenat de gazele de ardere, kgf/h;

$$G_{antr} = G_{antr}\left(\frac{C_{fantr}}{100} + \frac{A_{antr}}{100}\right). \quad (9)$$

în care procentele de cărbune fix antrenat, $C_{f\,antr}$, și cenușă antrenată, A_{antr}, se deduc în urma analizei unei probe prelevate din materialul antrenat.

— În exploatare:

$$I_g(\alpha, t) = V_{gu}(ct)_{gu} + V_{H_2O}(ct)_{H_2O} + \frac{G_{antr}}{B}(ct)_{antr}, \quad (10)$$

unde $(ct)_{gu}$ este entalpia specifică a gazelor de ardere uscate, kcal/Nm³.

Din [4] se scriu

— pentru combustibilul solid sau lichid

$$V_{gu} = \frac{C_t}{0{,}536(CO_2 + CO + \Sigma mC_mH_n)}\ [Nm^3/kgf]; \quad (11)$$

$$V_a = \frac{1}{0{,}79}\left[\frac{N_2}{100}V_{gu} - 0{,}8\frac{N^t}{100}\right][Nm^3/kgf]; \quad (12)$$

$$V_{H_2O} = \frac{1}{80{,}4}\left\{9\left[H^t - \frac{2}{22{,}4}\left(H_2 + H_2S + \Sigma\frac{n}{2}C_mH_n\right)V_{gu}\right] + W^t_t + 100\,W_f\right\} + 0{,}00161\,x\,V_a[Nm^3/kgf],$$

unde C^t, H^t, N^t sînt procentul de carbon, hidrogen și azot din masa inițială, %;

x — conținutul de umiditate a aerului, gf/kgf aer uscat;

CO_2, CO, ΣC_mH_n, N_2, H_2, H_2S — componente ale gazelor de ardere, deduse cu ajutorul analizoarelor, %;

— Pentru combustibilul gazos;

$$V_{gu} = \frac{CO^c_2 + CO^c + H_2S^c + \Sigma m\,C_m\,H^c_n}{CO_2 + SO_2 + SO_3 + H_2S + CO + \Sigma m\,C_m\,H_n}\ [Nm^3/Nm^3], \quad (14)$$

$$V_a = \frac{1}{0{,}79}\left[\frac{N_2}{100}V_{gu} - \frac{N^c_2}{100}\right][Nm^3/Nm^3] \quad (15)$$

$$V_{H_2O} = \frac{1}{100}\left[H^c_2 + H_2S^c + \Sigma\frac{n}{2}C_m\,H^c_n + 0{,}1242\,d\right] - \frac{1}{100}\left[H_2 + H_2S + \Sigma\frac{n}{2}C_m\,H_n\right] + 0{,}00161\,x\,V_a[Nm^3/Nm^3], \quad (16)$$

unde CO_2^c, CO^c, H_2^c, H_2S^c, $\sum C_m H_n^c$, N_2^c sînt componente ale combustibilului gazos, %; CO_2, SO_2, SO_4, H_2S, CO, $\sum C_m H_n$, N_2, H_2 — componente ale gazelor de ardere, %; d — conținutul de umiditate al combustibilului gazos, gf/Nm³ comb. uscat.

— O sumă de debite calorice care constituie pierderi pentru cazan

$$B[Q_{ch}(t_r) + Q_m(t_r) + Q_{ex}(t_r) + Q_{expp}(t_r)] + \\ + G_{zg+cdz}\,[(\mathrm{ct})_{zg} - (\mathrm{ct})_r], \tag{17}$$

unde $Q_{ch}(t_r)$, $Q_m(t_r)$, $Q_{ex}(t_j)$ și $Q_{expp}(t_r)$ sînt pierderile de căldură prin ardere chimic incompletă, prin ardere mecanic incompletă (numai căldura chimică a materialului antrenat și colectat în pîlnia focarului), în exterior (se referă la cazanul propriu-zis), în exterior (se referă la instalația de pregătire a prafului [2]), kcal/kgf sau kcal/Nm³; G_{zg+cdz} — materialul colectat în pîlnia focarului, kgf/h;

$$G_{zg+cdz} = G_{zg+cdz}\left(\frac{C_{fzg+cdz}}{100} + \frac{A_{zg+cdz}}{100}\right), \tag{18}$$

unde procentele de cărbune fix $C_{fzg+cdz}$ și cenușă A_{zg+cdz} se deduc prin analiză; $(\mathrm{ct})_{zg}$ este entalpia specifică a materialului colectat în pîlnia focarului, kcal/kgf.

Pentru simplificare, egalitatea dintre suma debitelor care intră în sistem și care ies din sistem se va scrie considerînd $t_r = 0°C$. (În acest caz, puterile calorice care intră în ecuație sînt calculate pentru condițiile normale: 0°C și 760 mm col. Hg).

$$B[Q_i^i + \Delta i_c + i_{c0} + W_f(i_f - 600) + Q_M] + \\ + B_{ef}\,\alpha'_p[\Delta I^0_{aum} + I^0_{aum}(t_0)] + B_{ef}\,\Delta\alpha I^0_{aum}(t_0) = \\ = B_{ef}\,I_g(\alpha_{ev}, t_{ev}) + Q_u + B[Q_{ch} + \\ + Q_m + Q_{ex} + Q_{expp} + Q_{rf}], \tag{19}$$

unde s-au notat $\Delta i_c = (\mathrm{ct})_c - (\mathrm{ct})_0$; $\Delta I^0_{aum} = I^0_{aum}(t'_p) - I^0_{aum}(t_0)$ și pierderea de căldură cu reziduurile solide sau lichide (evacuarea lichidă a cenușii) din focar

$$Q_{rf} = \frac{G_{zg+cdz}}{B}(\mathrm{ct})_{zg}\ [\mathrm{kcal/kgf}]. \tag{20}$$

Știind că $\alpha_{ev} = \alpha'_p + \Delta\alpha$, ecuația (19) se poate scrie și astfel

$$BQ_i^i = Q_u - B[\Delta i_c + W_f(i_f - 600) + Q_M] - \\ - B_{ef}\,\alpha'_p\,\Delta I^0_{aum} + B\left\{\frac{B_{ef}}{B}[I_g(\alpha_{ev}, t_{ev}) - \right. \\ \left. - \alpha_{ev} I^0_{aum}(t_0)] - i_{c0}\right\} + B[Q_{ch} + \\ + Q_m + Q_{ex} + Q_{expp} + Q_{rf}]. \tag{21}$$

Se notează pierderea de căldură cu gazele de ardere evacuate, kcal/kgf sau kcal/Nm³

$$Q_{ev} = \frac{B_{ef}}{B}[I_g(\alpha_{ev}, t_{ev}) - \alpha_{ev} I^0_{aum}(t_0)] - i_{c0}. \tag{22}$$

Cu (22), egalitatea (21) devine

$$BQ_i^i = Q_u - B[\Delta i_c + W_f(i_f - 600) + Q_M] - \\ - B_{ef}\,\alpha'_p\,\Delta I^0_{aum} + B[Q_{ev} + Q_{ch} + Q_m + \\ + Q_{ex} + Q_{expp} + Q_{rf}]. \tag{23}$$

În conformitate cu recomandarea ISO, randamentul termic al unui cazan de abur (randamentul brut) se exprimă astfel:

$$\eta = \frac{Q_u - B[\Delta i_c + W_f(i_f - 600) + Q_M] - B_{ef}\,\alpha'_p\,\Delta I^0_{aum}}{BQ_i^i}\,100. \tag{24}$$

(Se constată că debitul util de căldură se micșorează cu debitele calorice introduse în sistem și care provin din surse străine cazanului). Formula (24) servește pentru determinarea randamentului pe cale directă. Dacă în ecuația (23) se înmulțesc ambii membri cu $100/BQ_i^i$, se obține expresia randamentului pe cale indirectă (prin evaluarea pierderilor de căldură):

$$\eta = 100 - (q_{ev} + q_{ch} + q_m + q_{ex} + \\ + q_{expp} + q_{rf})\ [\%], \tag{25}$$

unde scăzătorul membrului drept reprezintă, respectiv, pierderea procentuală de căldură cu gazele de ardere evacuate, prin ardere chimic incompletă, prin ardere mecanic incompletă, în exterior, cu referire la instalația de preparare a prafului și cu reziduurile din focar (la evacuarea lichidă a cenușii, căldura de topire a cenușii se poate considera înglobată în căldura specifică — formula (20) — așa cum se găsește în multe lucrări).

Pentru consumul efectiv de combustibil se poate folosi formula $B_{ef} = B(1 - q_m/100)$, expresie care poate suscita unele discuții.

La proiectarea cazanului pentru calculul randamentului se folosește formula (25), în care unele pierderi, q_m, q_{ch}, q_x, q_{expp}, se aleg [1]. Pierderile procentuale q_m se aleg sub forma componentelor

$$q_m = q_{mantr} + q_{mzg+cdz}\ [\%]. \tag{26}$$

Alte pierderi, q_{ev}, q_{rf}, se calculează. În determinarea lui q_{ev} intervine debitul antrenat,

G_{antr} (formula 8 scrisă pentru α_{ev} și t_{ev}), care se deduce astfel:

— se scrie bilanțul material al cenușii:

$$B\frac{A^i}{100} = G_{antr}\frac{A_{antr}}{100} + G_{zg+cdz}\frac{A_{zg+cdz}}{100}\ [\text{kgf/h}]. \tag{27}$$

De aici se deduce fracția de cenușă antrenată:

$$a_{antr} = \frac{G_{antr}A_{antr}}{BA^i} = \frac{G_{antr}(100 - C_{fantr})}{BA^i}. \tag{28}$$

Dar

$$q_{mantr} = 7800\frac{G_{antr}C_{fantr}}{BQ_i^i}\ [\%]. \tag{29}$$

Sistemul (28—29) are două necunoscute, G_{antr} și C_{fantr}, din care rezultă:

$$G_{antr} = B\left[a_{antr}\frac{A^i}{100} + \frac{q_{mantr}}{100}\frac{Q_i^i}{7800}\right]. \tag{30}$$

Pentru calculul lui q_{rf} este nevoie de G_{zg+cdz}, care se deduce analog:

$$G_{zg+cdz} = B\left[(1 - a_{antr})\frac{A^i}{100} + \frac{(q_m - q_{mantr})}{100}\frac{Q_i^i}{7800}\right]. \tag{31}$$

În expresiile precedente, a_{antr}, a_{zg+cdz} se iau din date experimentale [1].

În exploatare, pentru calculul randamentului se pot folosi ambele metode, directă (formula 24), cît și indirectă (formula 25).

Bibliografie

[1] * * * *Teplovoi raşciot kotelnih agregatov. Normativnîi metod.* Energhiia, Moscova, 1973.

[2] Lebedev, A. N. *Podgotovka i razmol topliva na elektrostanțiah.* Energhiia, Moscova, 1969.

[3] Iakobovici, Th. *Termodinamica tehnică.* Editura tehnică, București, 1957.

[4] Neaga, C. *Asupra controlului arderii combustibililor* În: Producerea, transportul și distribuția energiei electrice și termice, nr. 11, 1972.

Considerații privind nivelurile și distanțele de izolație pentru stațiile de 110—765 kV

Dr. ing. **P. Buhuș,**
ing. **I. N. Chiuță,**
ing. **Mihaela Iordache***)

1. Considerații introductive

Investițiile în stațiile de foarte înaltă tensiune sînt în mare măsură condiționate de nivelul de izolație normat pentru echipamentele care intră în compunerea acestor stații, precum și de distanțele minime de izolare care trebuie respectate la proiectarea soluțiilor constructive.

Valorile normate pentru distanțele minime de izolare pot avea implicații multiple. Odată cu suprafața stațiilor ele pot condiționa numărul necesar de izolatoare, lungimile circuitelor primare și secundare, gabaritele stîlpilor și riglelor etc. De obicei ponderea economică a fiecăreia dintre aceste componente este relativ mică. Suma lor însă, mai ales în cazul tensiunilor foarte înalte, poate justifica același interes din punctul de vedere al unor eventuale optimizări, ca și nivelurile de izolație ale echipamentelor.

Ca urmare, în lucrarea de față se prezintă cîteva considerații cu privire la eventualitatea unor optimizări ale nivelurilor și distanțelor de izolație pentru stațiile de foarte înaltă tensiune din țara noastră, pe baza comparării lor cu practica actuală din alte țări și cu ultimele recomandări ale Comisiei Electrotehnice Internaționale.

Compararea cu rezultatele experienței de exploatare din numeroase alte țări are în vedere, pe lîngă o confirmare a actualelor noastre norme, și posibilitatea de detectare a unor cazuri în care ar fi utile eventuale reexaminări.

Compararea cu noile recomandări ale C.E.I. are în vedere posibilitățile de optimizare care ar putea rezulta în urma trecerii la concepții statistico-probabilistice și acceptarea premisei unui anumit risc în coordonarea izolației.

2. Aprecieri în raport cu practica din alte țări la tensiunile de 110, 220 și 400 kV

Considerațiile se vor referi la prevederile normativelor noastre actuale [1, 2, 3, 4] care în cadrul tabelului 1 sînt puse în comparație cu o sinteză a unor informații recente privind normativele și uzanțele din alte 16 țări [5, 6, 7].

2.1. *Nivelul de ținere la impuls atmosferic.* Pentru stațiile de 110 kV și respectiv 220 kV sînt folosite cîte trei trepte standardizate. Dintre

* Dr. ing. Pavel Buhuș este conferențiar la Institutul politehnic București; ing. Ion N. Chiuță și ing. Mihaela Iordache sînt asistenți la Institutul politehnic București.

Tabelul 1

Caracteristici ale izolației stațiilor de 110–765 kV din diferite țări [5, 6, 7]

Țara	Tensiunea, kV		Nivelul de tinere, kV				Distanțele minime normate sau uzuale, m					Lungimea specifică a liniei de fugă, cm/kV pt. grad de poluare			Aparate de protecție		Tipul de legare a neutrului la pământ	Izolația
				la impuls atmosferic			între faze și pământ A_0	între conductori sub tensiune										
								ai unor faze diferite A	nesincroni A_{ns}	procente de creștere					pe LEA și pe BC	pe trafo		
	max. de serviciu	nominală	la frecv. ind.	în aer	trafo	aparataj				ΔA	ΔA_{ns}	foarte scăzut	foarte ridicat	ungere sau spălare				
R.S. România	123	110	185	450	450	450	0,90	1,00	1,20	10	30	1,55	2,1	U	E–DRV	DRV	efectiv	redusă
Canada	123	115	230	550	550	550	1,07	1,35	—	26	—	2,05	×	$U-S$	.	E	efectiv	plină
Finlanda	123	110	230	550	550	550	1,15	1,15	—	0	—	.	.	.	E	DRV	.	.
Japonia	120	110	220	550	550	550	1,08	1,40	—	30	—	2,4	3,6	$S_{s\ tens}$	E	DRV	rezistență	.
Polonia	123	110	185	450	450	450	0,92	0,92	—	0	—	1,7	2,4	U	E–DRV	E–DRV	efectiv	redusă
R. F. G.	125	110	185	380	380	380	0,80	0,80	0,96	0	20	2,0	2,6	$U-S$	E	E–DRV	efectiv	redusă
	125	110	230	450	450	450	0,95	0,95	1,14	0	20	2,0	2,6	$U-S$	E	E–DRV	bobină	redusă
	125	110	185	450	450	450	0,95	0,95	1,14	0	20	2,0	2,6	$U-S$	E	E–DRV	bobină	redusă
	125	110	230	550	550	550	1,10	1,10	1,32	0	20	2,0	2,6	$U-S$	E	E–DRV	efectiv	plină
R. S. C.	123	110	230	450	450	450	1,00	1,00	1,20	0	20	2,5	3,5	U	DRV	DRV	efectiv	redusă
S. U. A.	121	115	280	550	550	450	1,06	1,34	1,30	26	23	2,2	.	.	E	DRV	.	.
U. R. S. S.	126	110	280	460	460	460	0,90	1,00	—	10	—	1,5	2,25	$S-U$	DRV	DRV	efectiv	redusă
R.S. România	245	220	355T 395A	900	900	900	1,80	2,00	2,40	10	30	1,55	2,1	U	E–DRV	DRV	.	redusă
Canada	242	230	400	900	825	900	1,92	2,29	—	19	—	1,8	—	$U-S$	.	DRV	.	.
	245	230	460	900	900	1050	2,11	2,67	—	26	—	2,75	.	.	.	DRV	.	.
	255	230	465	900	900	900	1,83	2,13	2,33	16	27	1,8	.	$S_{s\ tens}$	.	E	.	.
Elveția	245	220	395	900	900	900	1,96	1.96	2,27	0	15	2,6	3,5	U	E–DRV	DRV	.	.
Finlanda	245	220	395	900	900	900	1,96	1,96	—	0	—	.	.	.	E	DRV	.	.
Franța	245	225	460	900	1050	1050	2,16	2,50	2,50	16	16	1,6	2,3	U	E	DRV	.	.
Italia	245	220	395	900	900	900	1,80	2,07	2,07	15	15	1,7	2,5	S	E	DRV	.	.
Japonia	240	220	395	900	900	900	1,80	2,30	—	28	—	1,7	2,8	$S_{s\ tens}$	E	DRV	efectiv	.
Olanda	245	220	460	1050	900	1050	2,20	2,60	2,40	18	9	2,75	3,2	.	.	DRV	.	.
Polonia	245	220	360	900	900	825	1,85	1,85	—	0	—	1,7	2,4	$S-U$	E–DRV	E–DRV	.	.

R. F. G.	250	220	395	900	900	900	1,85	1,85	2,22	0	20	2,0—2,2	2,6	S—U	E	E—DRV	efectiv	redusă
	250	220	460	1050	1050	1050	2,20	2,20	2,64	0	20	2,0—2,2	2,6	S—U	E	E—DRV	efectiv	redusă
R. S. C.	245	220	460	900	900	1050	2,00	2,20	2,30	10	15	2,5	3,5	U	.	DRV	.	.
S. U. A.	242	230	465	900	750	900	1,80	2,23	2,13	24	18	1,8	.	.	E	DRV	.	.
Suedia	245	220	395 460	1050	900	1050	2,10	2,40	2,40	14	14	1,6	2,5	U	.	DRV	.	.
U. R. S. S.	252	220	465 520	900	690	900	1,80	2,00	.	10	.	1,5	2,25	S—U	DRV	DRV	efectiv	redusă
R. S. România	420	400	630	1425	1425	1425	3,10	3,40	4,05	10	30	1,55	2,1	U	E—DRV	DRV	efectiv	redusă
Anglia	420	400	630	1425	1425	1425	3,00	3,60	3,60	0	20	2,5	.	U—S st. inter	E	E—DRV	efectiv	redusă
Belgia	420	380	630	1550	1425	1550	3,50	4,00	.	14	.	2,2	>2,5	U—S	E	DRV	efectiv	.
Elveția	420	380	630	1425	1425	1425	3,05	3,05	3,50	0	15	2,6	3,5	.	E—DRV	DRV	.	.
Danemarca	420	380	680	1550	1425	1550	3,40	4,70	.	38	.	.	2,5	.	E	DRV	.	.
Finlanda	420	400	680	1550	1425	1550	3,35	3,35	—	0	—	.	.	.	E	DRV	.	.
Franța	420	400	680	1550	1425	1550	3,50	4,00	4,00	14	14	1,4	2,0	U	E	E—DRV	efectiv	redusă
Italia	420	380	635	1425	1425	1425	3,12	3,60	3,94	15	20	1,5	.	S	E	DRV	.	.
Norvegia	420	380	680	1425	1425	1425	3,00	3,40	3,40	13	13	1,3	.	.	DRV	DRV	efectiv	.
Olanda	420	380	680	1550	1425	1550	3,50	>4	>4	>14	>14	3,2	3,2	.	.	DRV	.	.
Polonia	420	400	630	1425	1425	1425	3,05	3,50	—	15	0	1,7	2,4	U	E—DRV	E—DRV	.	.
R. F. G.	420	380	630	1425	1425	1425	2,90	2,90	3,48	0	20	2,0	2,6	S—U	E	E—DRV	efectiv	plină
R. S. C.	420	400	680	1550	1425	1550	3,10	3,50	3,70	13	20	2,5	3,5	U	.	DRV	.	.
Suedia	420	400	630 680	1550	1300 1425	1550	3,00	3,40	3,40	13	13	1,6 2,0	2,5	S—U	.	DRV	.	.
				impuls atmosferic														
				impuls de comutație														
Canada	765	735	850	. 1425	. 1425	. 1425	5,08	10,65	10,67	110	110	1,76	.	S—U	.	DRV	.	.
	800	765	—	1925 .	1800 .	2050 .	5,18	10,35	.	100	.	1,65	.	S—U	DRV	DRV	.	.
S. U. A.	800	765	940	2050 1310	1800 1490	2050 1350	5,95	10,65	.	80	.	1,68	.	S—U	DRV	DRV	.	.
	800	765	—	2200 1350	2150 .	2200 .	5,28	12,18	.	130	.	.	.	S—U	DRV	DRV	.	.
U. R. S. S.	787	750	1050	2100 .	1900 .	2100 .	5,50	8,00	.	45	.	1,50	.	S—U	DRV	DRV	.	.

U—ungere; S—spălare; S_{sens}—spălare sub tensiune; E—eclator cu coarne; · lipsesc date.

acestea, la noi sînt normalizate treptele mijlocii. Trebuie avut însă în vedere faptul că treptele inferioare sînt adoptate în cazuri foarte rare, cum ar fi, de exemplu, R.F.G. la 110 kV sau Polonia, S.U.A., U.R.S.S. (numai pentru transformatoare sau aparataj) la 220 kV.

Dintre cele două trepte care sînt obișnuit folosite pentru stațiile de 400 kV, în țara noastră este adoptată treapta inferioară.

2.2. *Nivelul de izolație la frecvența industrială.* Din cele trei trepte folosite pentru stațiile de 110 și respectiv 220 kV și două trepte pentru stațiile de 400 kV, România este una dintre puținele țări care, alături de Polonia și parțial R.F.G., a adoptat aproape în toate cazurile treapta cea mai economică.

2.3. *Distanța minimă admisibilă în aer* (A_0) *între conductoare fazice și pămînt.* Cu unele mici abateri, distanțele normate de toate țările corespund corelației dintre nivelurile de izolație la impuls atmosferic și distanțele minime admisibile în aer între fază și pămînt recomandate de C.E.I. (tabelele 3 și 4). România rezultă a fi însă unica dintre țările avute în vedere care respectă consecvent relația $A_0 = 0{,}735\ U_{MS}$.

2.4. *Distanțele minime în aer dintre conductoarele unor faze diferite* (A) *și dintre conductoarele aceleiași faze care pot funcționa nesincron* (A_{ns}). În România se respectă în mod consecvent la toate tensiunile următoarele două relații:

$$A \approx 1{,}1\ A_0, \tag{1}$$

$$A_{ns} \approx 1{,}2\ A \approx 1{,}3\ A_0, \tag{2}$$

Pentru a putea face în continuare o clasificare și unele aprecieri cantitative a fost folosit un indicator pe care îl vom numi raportul procentelor de creștere. Acesta este definit de relația:

$$R_{pc} = \frac{\Delta A}{\Delta A_{ns}}, \tag{3}$$

în care: ΔA este creșterea procentuală a distanței A_0 pentru obținerea distanței minime de izolație între conductoarele unor faze diferite; atunci cînd este adoptată, această creștere se justifică prin considerentul că urmările scurtcircuitelor între faze sînt, de obicei, mai mari decît în cazul scurtcircuitelor la pămînt; menționăm că prin ΔA nu se are în vedere și reducerea solicitărilor electrodinamice care pot apărea în caz de scurtcircuit; ΔA_{ns} este creșterea procentuală a distanței A_0 pentru obținerea distanței minime între conductoarele aceleiași faze care uneori pot funcționa nesincron.

Conform relațiilor (1)—(3), pentru stațiile noastre $R_{pc} = 10/30$.

Spre deosebire de țara noastră, la celelalte țări se observă o inconsecvență aproape generală în privința valorilor care se adoptă pentru creșterile procentuale corespunzătoare diferitelor tensiuni nominale. Cît privește concepțiile de principiu, și acestea rezultă extrem de variate. În cele ce urmează, cu ajutorul R_{pc} se face o încercare de a se desprinde cîteva puncte de vedere în această privință.

a) $R_{pc} = 0$, respectiv $A_0 = A < A_{ns}$. Acest punct de vedere îl au două țări care normează în mod consecvent aceleași valori pentru ΔA_{ns} între 110 și 400 kV. Este cazul Elveției cu $R_{pc} = 0/15$ și al R.F.G. cu $R_{pc} = 0/20$.

b) $R_{pc} < 1$, respectiv $A_0 < A < A_{ns}$. Pe lîngă țara noastră, acest principiu îl adoptă R.S.C. (exclusiv 110 kV) și Italia (numai la 400 kV).

c) $R_{pc} = 1$, respectiv $A_0 < A = A_{ns}$. Acest punct de vedere este adoptat într-un mod mai mult sau mai puțin consecvent și cu sensuri uneori diferite de variație a procentelor de creștere de către țările indicate în tabelul 2.

Tabelul 2

Rapoarte ale procentelor de creștere

Țara \ Tensiunea nominală [kV]	150	220	275	400
Anglia	—	—	14/13	20/20
Franța	15/15	16/16	—	14/14
Italia	14/14	15/15	—	15/26
Suedia	15/15	14/14	—	13/13

d) $R_{pc} > 1$, respectiv $A_0 < A > A_{ns}$. Această practică este adoptată la unele tensiuni în Olanda și este generalizată în S.U.A., unde, de exemplu, la 500 kV se constată $\Delta A - \Delta A_{ns} = 25 - 35\,\%$.

e) R_{pc} nedeterminat deoarece A_{ns} nu se normează. În acest caz se constată două practici:

— $A_0 = A$, folosită de Finlanda și Polonia;

— $A_0 < A$, cea care se remarcă în Canada, Japonia și U.R.S.S.

Se observă că în afara a patru țări europene care au adoptat $\Delta A = 0$, la toate celelalte $\Delta A > 0$. Țara noastră, împreună cu R.S.C. și U.R.S.S., adoptă creșterea minimă de 10%. Cît privește ΔA_{ns}, în majoritatea cazurilor se constată procente de ordinul 15—20%, valori mai mari, cum este creșterea adoptată de țara noastră, rezultînd a fi practic excepții.

Lipsa unei concepții unitare în ceea ce privește procentele de creștere ΔA este evidentă și în cazul stațiilor de 750 kV, la care valorile adoptate pînă în prezent variază între 45% și 130% (tabelul 5).

2.5. *Lungimea specifică a liniei de fugă.* Pentru izolația exterioară din stațiile de 110—

400 kV, noul nostru normativ [4] prevede ca valori minime 1,55 cm/kV în cazul zonelor cu grad de poluare foarte scăzut și 2,1 cm/kV pentru zone cu grad de poluare foarte ridicat. Aceste prevederi se înscriu în domeniul celor mai scăzute valori care în prezent sînt normate în lume.

Valori de același ordin de mărime mai sînt uzuale în Franța, Norvegia, U.R.S.S. și S.U.A. (numai de la 330 kV în sus). Ca și în țara noastră, în cazurile în care devine necesar, în Franța și în U.R.S.S. se mai recurge la ungerea izolatoarelor și uneori la spălare.

3. Aprecieri în raport cu tendințele care se desprind pentru etapa următoare din recomandările C.E.I.

3.1. *Tendințe noi în coordonarea izolației stațiilor.* Ultimele recomandări ale C.E.I. în privința coordonării izolației [8, 10] au meritul de a consacra două tendințe, care vor avea importante consecințe asupra economicității stațiilor :

— trecerea de la metode bazate pe o concepție deterministă la metode cu totul noi, bazate pe o concepție statistică ;

— luarea în considerare mai corectă a supratensiunilor de tip comutație (care au un efect similar cu cel al undelor de impuls lungi și în majoritatea cazurilor, dar nu totdeauna, sînt provocate de comutațiile din centrale și stații).

Dintre consecințele care prezintă interes pentru considerațiile următoare se vor enunța doar trei.

a) Pentru caracterizarea comportării la supratensiuni de comutație, încercarea cu frecvență industrială se înlocuiește prin încercarea cu unde de impuls de 250/2500 μs. Pentru moment, recomandările se referă la tensiuni mai mari de 220 kV, urmînd a fi extinse și la cîteva dintre treptele mai coborîte.

b) Se recomandă standardizarea unei noi game de tensiuni de încercare la impuls de comutație sau atmosferic, care poate fi dedusă ușor din tabelele 3 și 4.

c) Se propune o nouă gamă de niveluri de izolație, care parțial este reprodusă în tabelele 3 și 4. Pentru tensiunile dintre 100 ... 220 kV, fiecare nivel recomandat este caracterizat prin cîte o pereche de valori distincte pentru tensiunile de ținere la impuls atmosferic și respectiv la 50 Hz. Pentru tensiuni mai mari de 220 kV (tabelul 4), nivelurile de izolație recomandate de C.E.I. sînt construite prin corelarea a două sau chiar trei valori standardizate de ținere la supratensiuni de comutație cu alte două sau trei valori standardizate de ținere la supratensiuni atmosferice.

3.2. *Aprecieri privind nivelul de izolație pentru stațiile de 110 kV.* Dintre cele două nivele recomandate în mod provizoriu de C.E.I., în țara noastră este de mai mulți ani normat nivelul inferior.

În ceea ce privește nivelul folosit curent în stațiile de 110 kV din R.F.G., cu neutrul legat direct la pămînt, C.E.I. se arată prudentă,

Tabelul 3

Niveluri de izolație recomandate în mod provizoriu pentru instalații cu tensiuni maxime de serviciu între 100 – 245 kV. Extrase din publicațiile 71 C.E.I. [8, 10]

Tensiunea maximă de serviciu	Tensiunea nominală	Tensiunea de ținere la impuls atmosferic	Tensiunea de ținere la frecvență industrială	Distanța minimă admisibilă în aer între fază și pămînt
U_{MS}	U_n	U_{ta}	U_{tf}	$d = A_0$
kV	kV	kV	kV	m
100	70 – 90	380	150	0,75
123	110	450	185	0,90
		550	230	1,10
245	220	750	325	1,40
		850	360	1,60
		950	395	1,80
		1050	460	1,90

Tabelul 4

Niveluri de izolație recomandate pentru stații cu tensiuni maxime de serviciu începînd de la 300 kV. Extrase din publicațiile 71 C.E.I. [8, 10]

Tensiunea maximă de serviciu	Tensiunea nominală	Tensiunea de ținere la impuls de comutație	Tensiunea de ținere la impuls atmosferic	Distanța vîrf-placă în aer
U_{MS}	U_N	U_{tc}	U_{ta}	$d_{50\%}$
kV	kV	kV	kV	m
—	—	650	750	1,5
		650	850	1,6
300	275	750	850	1,9
			950	1,9
		850	950	2,4
			1050	2,4
420	380 sau 400	950	1050 ; 1175	2,9
		1050	1175 ; 1300 ; 1425	3,4
525 sau 550	500	1050	1175 ; 1300 ; 1425	3,4
		1175	1300 ; 1425 ; 1550	4,1
765 sau 787 sau 800	735 sau 750 sau 765	1300	1425 ; 1550 ; 1800	4,9
		1425	1550 ; 1800 ; 2100	5,6
		1550	1800 ; 1950 ; 2400	6,4

recomandîndu-l pentru instalaţii cu tensiunea maximă de serviciu de 110 kV.

3.3. *Aprecieri privind nivelul de izolaţie pentru staţiile de 220 kV.* În mod provizoriu C.E.I. recomandă patru niveluri, valorile prevăzute de normele noastre pentru tensiunile de ţinere plasîndu-se în zona de mijloc, iar valoarea normată pentru A_0 corespunzînd celui de-al treilea nivel în ordinea crescătoare.

În cele ce urmează vom încerca să facem o anticipaţie asupra viitoarelor recomandări C.E.I., care în curînd vor extinde noile concepţii şi la această treaptă de tensiune. În ipoteza că pentru ţinerea la impuls atmosferic se va opta pentru unul din cele două noi niveluri standard de 950 sau 850 kV, conform actualelor corelaţii care sînt indicate în tabelul 4, ar rezulta că tensiunile de ţinere la supratensiuni de comutaţie vor putea fi alese între 750 şi 650 kV, iar distanţa A_0 apropiată de 1,8 m.

3.4. *Aprecieri privind nivelul de izolaţie pentru staţiile de 400 kV.* Din punctul de vedere al ţinerii la impuls atmosferic, C.E.I. recomandă patru valori. Primele două valori mai mici sînt recomandate pentru echipamente protejate, iar cele două valori superioare pentru echipamente care nu intră în zona de protecţie a descărcătoarelor, fără însă a exista o regulă precisă în acest sens. Faptul că nivelul maxim recomandat de C.E.I. a coborît cu două trepte, iar valoarea de 1425 kV adoptată la noi a ajuns să corespundă actualei trepte superioare a C.E.I. poate constitui o indicaţie cu privire la unele economii care se pot obţine pe această cale.

3.5. *Aprecieri privind nivelul de izolaţie pentru staţiile de 765 kV.* În tabelul 5 sînt sintetizate şi totodată prelucrate unele date din practica actuală şi din recomandările C.E.I. Acolo unde datele au lipsit, valorile estimate au fost prezentate în paranteze. Cîteva dintre constatările şi opiniile rezultate vor fi enumerate în cele ce urmează.

a) Nici una dintre soluţiile adoptate pînă în prezent nu se apropie de treapta inferioară recomandată de C.E.I. Soluţiile din Canada şi S.U.A. sînt apropiate de treapta medie, iar soluţia sovietică corespunde treptei superioare.

b) Distanţele A_0 sînt cuprinse între 5—6 m.

c) Practica sovietică dovedeşte că din punctul de vedere al izolaţiei în Canada şi S.U.A. creşterile procentuale ΔA sînt mult exagerate.

Tabelul 5

Caracteristici ale izolaţiei staţiilor de 765—800 kV

Soluţie		Nivelul de ţinere la impuls, kV		Distanţe minime de izolaţie, m			Nivelul C.E.I. cel mai apropiat
		de comutaţie	atmosferic	A_0	A	$\Delta A = \frac{A - A_0}{A\%}$	
Canada		1425	(1800—2100)	5,08	10,65	110	Mediu
S. U. A.	Varianta 1	(1425)	1800—2050	5,18	10,35	100	Mediu
	Varianta 2	1310—1490	1800—2050	5,95	10,65	80	Mediu
	Varianta 3	1350	2150—2200	5,28	12,18	130	Mediu
U. R. S. S.		(1550)	1900—2100	5,50	8,00	45	Superior

Concluzii

1. Sub aspectul opticii deterministe de coordonare a izolaţiei, actualele norme din ţara noastră privind nivelurile şi distanţele de izolaţie pentru staţiile de 110—400 kV rezultă a fi superioare din punct de vedere ştiinţific şi economic celor din multe alte ţări cu vechi tradiţii electroenergetice.

2. Avînd în vedere noul punct de vedere statistic la care se trece în coordonarea izolației, se poate totuși considera utilă reanalizarea nivelurilor și distanțelor de izolație folosite în prezent pentru stațiile de 220—400 kV.

Bibliografie

[1] STAS 6489—67. *Coordonarea izolației. Nivelele de izolație și de protecție.*

[2] STAS 1703—67. *Transformatoare de putere în ulei. Condiții generale.*

[3] M.E.E., PE 101/71. *Normativ pentru construcția instalațiilor electrice de conexiuni și transformare cu tensiuni peste 1 kV,* C.D.E., 1973.

[4] M.E.E., PE 109/74. *Normativ privind protecția instalațiilor electroenergetice împotriva supratensiunilor,* ICEMENERG, 1975.

[5] * * * *Caractéristique d'isolement des postes de tension inférieure ou égale à 765 kV. Enquête du comité d'étude 23 (postes).* În : Electra, nr. 39, martie 1975, p. 31—46.

[6] Dvoskin, L. I. *Shemi i konstrukții raspredelitelhnih ustroistv.* Energhiia, 1974.

[7] Buhuș, P. și Iordache Mihaela. *Dispoziții constructive pentru stații de foarte înaltă tensiune.* I.P.B., 1975.

[8] C.E.I. *Coordination de l'isolement.* Publication 71, 5-e édition, 1972.

[9] C.E.I. *Supplément à la publication 71 : recommandation pour la coordination de l'isolement. Guide d'application.* Publication 71 A, 1-e édition, 1962.

[10] C.E.I. *Révision de la publication 71 A.* Projet pour la 2-e édition nov. 1973.

[11] STAS 930—75. *Rețele electrice. Tensiuni nominale și abateri admisibile.*

(Articol intrat în redacție la 29 decembrie 1975)

Probleme privind automatizarea în rețelele de medie tensiune la trecerea de la funcționarea cu neutrul izolat, la cea cu neutrul tratat prin rezistență

Ing. **Cornelia Ivașcu,**
ing. **M. Nemeș**
și ing. **C. Velicescu**[*)]

1. Generalități

1.1. *Problema tratării neutrului în rețelele de medie tensiune*

În țara noastră, pentru rețelele de medie tensiune de lungime mică, se folosește neutrul izolat față de pămînt, iar pentru rețelele de medie tensiune extinse, neutrul este tratat prin bobină de stingere. În alte țări, ca de exemplu Franța, Anglia, S.U.A., un procent mic din rețelele de medie tensiune sînt tratate prin bobine de stingere, preferîndu-se metoda de tratare a neutrului prin rezistență.

Soluția tratării neutrului prin rezistență prezintă o serie de avantaje, dintre care menționăm : conduce la supratensiuni tranzitorii la punere accidentală la pămînt, mai mici (1,8 ... 2,5) U_f față de $\leqslant 3\ U_f$, în cazul rețelelor cu neutrul izolat sau tratat prin bobină de stingere, arcul provocat de scurtcircuitul monofazat se lichidează printr-o protecție combinată cu RAR, punerea la pămînt de durată conduce la deconectarea automată a liniei defecte, schema de protecție, simplă și ieftină, poate fi realizată cu relee uzuale [1], costul relativ scăzut și exploatarea mai simplă în comparație cu soluția cu bobină de stingere.

1.2. *Automatizări în rețelele de medie tensiune cu neutrul tratat prin rezistență*

Automatizările prevăzute în rețele se referă în principal la instalațiile de protecție prin relee și la instalațiile de reanclanșare automată rapidă (RAR). Protecția diferă în funcție de regimul neutrului, literatura de specialitate indicînd diferite soluții [2], [3], [4].

Punerea accidentală la pămînt a unei faze în rețelele de medie tensiune cu neutrul tratat prin rezistență reprezintă un scurtcircuit monofazat, protecția prin relee prevăzută trebuind să comande deconectarea automată a liniei avariate, întrerupîndu-se astfel alimentarea cu energie electrică a consumatorilor. Pentru eventualitatea unei avarii trecătoare, schema de protecție se combină cu o schemă de RAR. Protecția folosită în astfel de rețele este o protecție maximală de curent temporizată împotriva scurtcircuitelor polifazate și o protecție maximală de curent homopolar temporizată împotriva scurtcircuitelor monofazate.

La trecerea rețelei din regimul de funcționare cu neutrul izolat în cel de funcționare cu neutrul tratat prin rezistență, se pot folosi unele elemente existente inițial în schema de protecție (protecția împotriva scurtcircuitelor polifazate)

*) Ing. Cornelia Ivașcu și ing. Mircea Nemeș sînt șefi de lucrări la Institutul politehnic „Traian Vuia" din Timișoara, Facultatea de electrotehnică ; ing. Corneliu Velicescu este asistent la aceeași facultate.

urmînd însă a se completa schema cu protecţia maximală de curent homopolar.

Relaţiile de calcul al reglajelor sînt cele cunoscute [4].

Curenţii de pornire ai protecţiilor I_{pp} vor fi :

— pentru treapta rapidă a protecţiei maximale de curent în două trepte împotriva scurtcircuitelor polifazate :

$$I_{pp} = k_{sig}\ I_{sc}^{(3)} \qquad (1)$$

— pentru treapta temporizată a protecţiei maximale de curent în două trepte împotriva scurtcircuitelor polifazate :

$$I_{pp} = \frac{k_{sig}}{k_{rev}}\ I_{sarc.\ max.}, \qquad (2)$$

— pentru protecţia împotriva scurtcircuitelor monofazate :

$$I_{pp} = (0{,}4\ \ldots\ 0{,}6)\ I_{nom}, \qquad (3)$$

iar curenţii de pornire a releelor, I_{pr} :

$$I_{pr} = \frac{k_{sch}}{n_T}\ I_{pp} \qquad (4)$$

În relaţiile (1) ... (4) s-au notat :

$k_{sig} = 1{,}2$ — coeficient de siguranţă ;
$k_{rev} = 0{,}85$ — coeficient de revenire ;
$k_{sch} = 1 (\text{sau} \sqrt{3})$ — coeficient de schemă ;
n_{TC} — raportul de transformare al transformatorului de curent ;
$I_{sarc.\ max.}$, $I_{nom.}$ — curentul de sarcină maxim, respectiv curentul nominal prin circuitul protejat ;
$I_{sc}^{(3)}$ — curentul de scurtcircuit ce trece prin protecţie la un scurtcircuit trifazat la capătul liniei protejate.

Sensibilitatea protecţiei se verifică prin relaţia :

$$k_{sens} = \frac{I_{sc.c.min.}}{I_{pp}} \geqslant 1{,}5 \qquad (5)$$

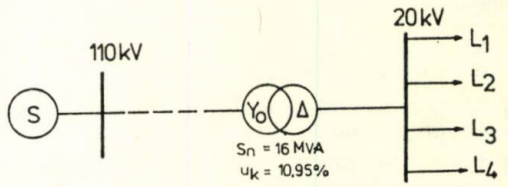
unde $I_{scc.min}$ este curentul de scurtcircuit minim la capătul tronsonului protejat.

2. Prezentarea unei situaţii reale

2.1. *Schema staţiei şi automatizarea în cazul funcţionării cu neutrul izolat*

Schema electrică simplificată a staţiei considerate este cea din figura 1.

Din punctul de vedere al protecţiilor şi automatizărilor, situaţia este următoarea : fiecare plecare are prevăzută, împotriva scurtcircuitelor polifazate, cîte o protecţie maximală de curent în două trepte, completată cu RAR dublu ciclu, şi o protecţie homopolară pentru sesizarea punerilor la pămînt pe plecări, cu semnalizare generală pe staţie ; pe plecarea



parametrul / derivaţia	$R_1 = R_2$ Ω	R_0 Ω	$X_1 = X_2$ Ω	X_0 Ω
L_1	23,8	29,6	14,3	82,8
L_2	14,6	18,6	8,9	51,6
L_3	29,97	33,9	9,7	56,4
L_4	17,04	21,04	9,9	57,5

Fig. 1. Schema electrică simplificată a staţiei de transformare considerată.

spre L 2, pentru sesizarea dublelor puneri la pămînt este prevăzut un filtru releu de curent de componentă simetrică inversă FRC—2 a.

Extinderea reţelei de medie tensiune alimentată din staţie a pus problema tratării neutrului acesteia, propunîndu-se o tratare prin rezistenţă. Rezistenţa de limitare a fost astfel aleasă, încît curentul maxim de defect monofazat să nu depăşească 300 A, rezultînd $R = 38\ \Omega$. Valorile curenţilor nominali (I_{nom}), ale celor de scurtcircuit trifazat ($I_{sc}^{(3)}$), bifazat ($I_{sc}^{(2)}$) şi monofazat ($I_{sc}^{(1)}$), cît şi valoarea raportului de transformare a transformatorului de curent n_{TC}, sînt date în tabelul 1.

Tabelul 1

Mărimea / Derivaţia	I_{nom} A	n_{TC}	$I_{sc}^{(1)}$	$I_{sc}^{(2)}$	$I_{sc}^{(3)}$
L 1	55	40	394	341	154
L 2	44	40	613	530	194
L 3	50	40	355	307	141
L 4	20	40	540	467	183
Sosire pe bara de 20 kV	169	80	3870	3348	300

Curentul de scurtcircuit trifazat pe barele de 20 kV s-a calculat cu relaţia :

$$I_{sc}^{(3)} = \frac{S_{sc}}{\sqrt{3}\ .\ U}$$

Aceeași valoare pentru fiecare plecare s-a calculat pentru un scurtcircuit 3 F situat la distanța maximă de bare, cu relația:

$$I_{sc}^{(3)} = \frac{U}{\sqrt{3}\sqrt{R_1^2 + (X_1 + X_{sc})^2}},$$

în care

$X_{sc} = \frac{U^2}{S_{sc}}$ este reactanța sistemului;

R_1 — rezistența liniei;
X_1 — reactanța de secvență directă a liniei.

Pentru un scurtcircuit bifazat curentul a rezultat:

$$I_{sc}^{(2)} = \frac{\sqrt{3}}{2} I_{sc}^{(3)}$$

pămînt pe bare și constituie o rezervă suplimentară pentru protecția homopolară a plecărilor de pe bare.

Pentru asigurarea continuității în alimentarea consumatorilor în eventualitatea unor defecte trecătoare, fiecare plecare de pe bare este prevăzută cu un RAR dublu ciclu.

Ca rezervă pentru refuzul de acționare al protecțiilor de pe plecări, s-au prevăzut protecțiile de curent homopolar temporizate — releele *14*, *15*, *16* și *20* — și protecția maximală de curent temporizată — releele *12*, *13*, *17* și *18* — care comandă declanșarea întreruptorului prin care se alimentează barele colectoare de 20 kV.

Calculul reglajelor protecțiilor s-a făcut cu relațiile (1) ... (5), iar rezultatele sînt prezentate în tabelul 2, în care s-au indicat și coeficienții de sensibilitate ai protecțiilor reglate.

Tabelul 2

Mărimea / Derivația	I_{pp} 1; 3 A	I_{pr} 1; 3 A	k_{sens} 1; 3	I_{pp} 2; 4	I_{pr} 2; 4	I_{pp} 5	I_{pr} 5	k_{sens} 5
L 1	77	1,925	4,43	492,5	12,31	27,5	0,69	5,6
L 2	61,6	1,54	8,6	766,25	19,15	22	0,55	8,82
L 3	70	1,75	4,4	443,75	11,09	25	0,625	5,64
L 4	28	0,70	16,7	675	16,87	10	0,25	18,3

Curentul de scurtcircuit monofazat s-a calculat cu relația:

$$I_{sc}^{(1)} = \frac{3U_f}{\sqrt{(R_1 + R_2 + R_0 + 3R)^2 + (X_1 + X_2 + X_0)^2}}$$

2.2. *Schema de automatizare propusă*

La alegerea soluției pentru schema de automatizare necesară în rețeaua de medie tensiune cu neutrul tratat prin rezistență, autorii au avut în vedere folosirea pe cît posibil a aparatajului din schema de protecție și automatizare a rețelei de medie tensiune cu neutrul izolat, existentă. S-a propus schema din figura 2, în care se vede că s-a prevăzut pe fiecare plecare (în LEA) cîte o protecție maximală de curent în două trepte, una rapidă (secționare de curent) — releele *2*, *4*, *9* — și o protecție maximală de curent temporizată — releele *1*, *3*, *7* și *8*. De asemenea s-a prevăzut o protecție maximală de curent homopolar temporizată — releele *5*, *6*, *11*.

Fiecare din protecția de pe plecări comandă declanșarea întreruptorului plecării defecte.

Releul *20*, de curent maximal homopolar, conectat pe legătura neutrului rețelei de medie tensiune spre pămînt, sesizează punerile la

Temporizările se aleg astfel: $t_6 = 0{,}3$ s; $t_7 = 0{,}5$ s; $t_{18} = 1$ s; $t_{16} = 0{,}8$ s; $t_{RAR\,I} = 0{,}5$ s; $t_{RAR\,II} = 15$ s.

Pentru protecția de pe sosirea pe barele de 20 kV:

$$I_{pp\,12:14} = 238 \text{ A}; \quad I_{pr\,12:14} = 2{,}975 \text{ A};$$

$$k_{sens\,12:13} = 14{,}08;$$

$$I_{pp\,h\,14} = 85 \text{ A}; \quad I_{pr\,h\,14} = 1{,}06 \text{ A}; \quad k_{sens\,14} = 3{,}53;$$

$$I_{pr\,20} = 3 \text{ A}.$$

Se observă din tabelul 2 că toți coeficienții de sensibilitate depășesc cu mult valoarea minimă admisă de norme (1,5 pentru protecțiile maximale de curent) și, deci, că în cazul tratării neutrului rețelei de medie tensiune printr-o rezistență de limitare, nu se pun, în ce privește protecția prin relee, probleme deosebite din punctul de vedere al sensibilității acesteia.

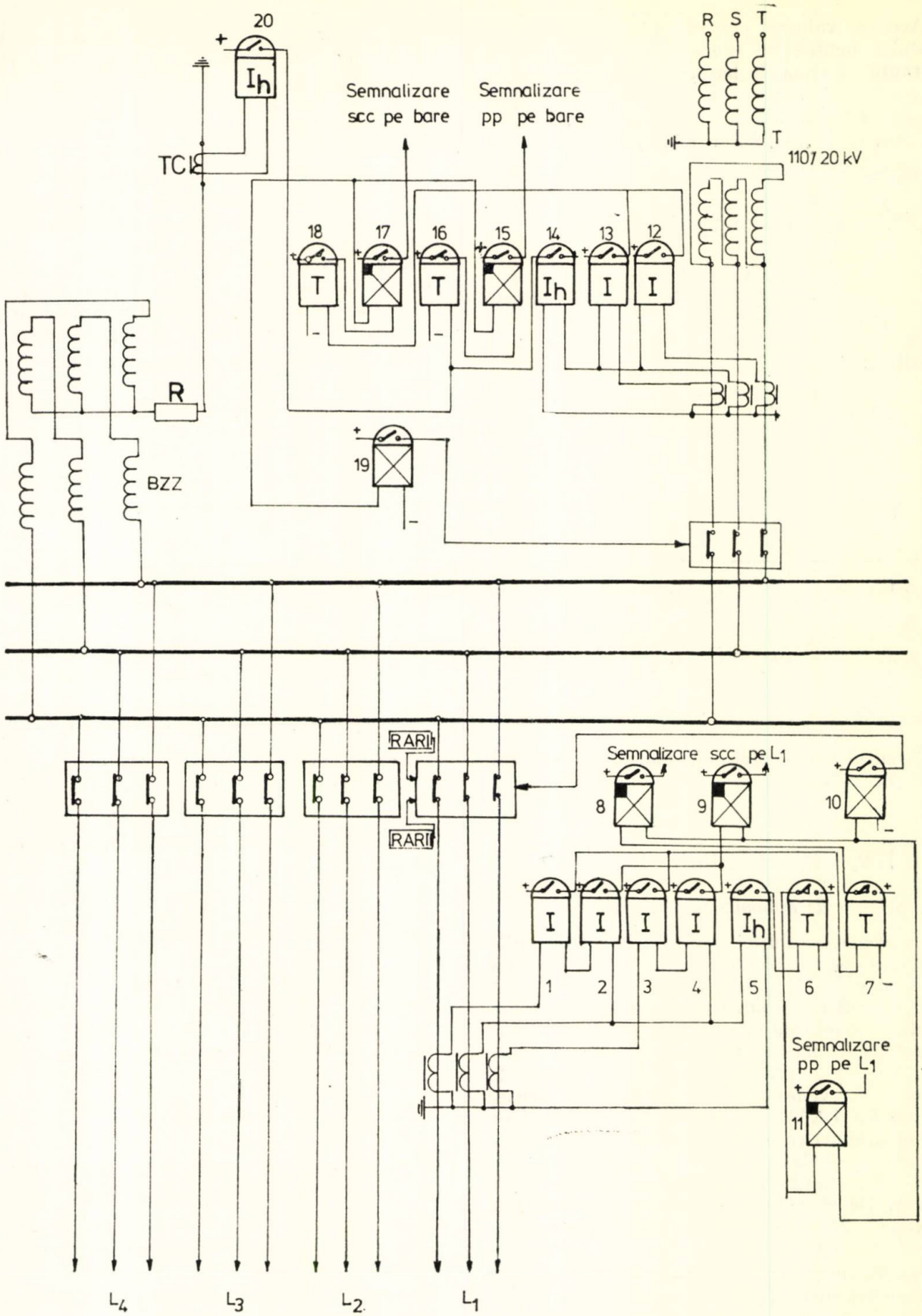


Fig. 2. Schema instalației de automatizare propusă.

Concluzii

1. În cazul unei rețele de medie tensiune al cărei neutru este legat la pămînt printr-o rezistență de limitare, schema de protecție și automatizare este relativ simplă și ieftină.

2. În situația în care rețeaua inițial a funcționat cu neutrul izolat, la trecerea în regim de funcționare cu neutrul legat la pămînt prin rezistență, se pot folosi elementele existente inițial în schema de protecție, urmînd însă a se completa schema cu protecția maximală de curent homopolar.

3. Nu apar probleme dificile din punctul de vedere al sensibilității protecției, deoarece atingerea accidentală la pămînt a unei faze într-o rețea cu neutrul tratat prin rezistență este un scurtcircuit monofazat, cu curent suficient de mare pentru a putea fi ușor sesizat de către protecția homopolară, prevăzută în acest scop.

Bibliografie

[1] Ursea, P. *Tratarea neutrului în rețelele electrice.* Centrul de documentare energetică, București, 1974.
[2] Pélissier R. *Les réseaux d'énergie électrique*, vol. 2. Dunod, Paris, 1971.
[3] Fabre, G. *La protection des réseaux M.T. Doctrine E.D.F. dans le domaine de la protection des réseaux M.T.* În: Revue Gén. Electr., 79 (11), 1970, p. 922–924.
[4] Călin, S. și Marcu, S. *Protecția prin relee a sistemelor electrice.* Editura tehnică, București, 1965.
[5] Fabre, G. și Cornu, P. *La protection des réseaux M.T. Résultats d'expérimentation et perspectives d'avenir.* În: Rev. Gén. Electr., 79 (11), 1970, p. 945–946.

(Articol intrat în redacție la 29 august 1975)

Contribuții la introducerea unei excitații optime a mașinii sincrone în cazul ieșirii certe din sincronism la variații și întreruperi de tensiune

Ing. H. Zărnescu*)

1. Considerații generale

La ieșirea certă din sincronism a mașinii sincrone, provocată de o variație sau întrerupere de tensiune în rețeaua de alimentare, menținerea excitației clasice în curent continuu la valoarea nominală sau forțarea acesteia conduce la apariția unor cupluri alternative și de frînare importante, la oscilații violente ale curentului și alunecării și o frînare mai accentuată a mașinii [1], [2].

Pentru a se evita aceste efecte nedorite, mașina sincronă sau este deconectată de la rețea sau, în cazul în care posedă o instalație de resincronizare, înfășurarea de excitație este deconectată de la sursa de curent continuu și închisă peste rezistența de descărcare, pe un anumit interval de timp corespunzător procesului tranzitoriu.

Regimul tranzitoriu al mașinii sincrone la variații și întreruperi de tensiune este influențat în mod hotărîtor de valoarea cuplului asincron mediu, respectiv de curba acestui cuplu în funcție de alunecare. Cuplurile asincrone de valori importante la alunecări mici, în jurul sincronismului, măresc atît stabilitatea mașinilor sincrone cît și stabilitatea rezultantă a sistemului, întrucît mașinile care dispun de aceste cupluri la ieșirea din sincronism ajung în zona alunecărilor mici, de unde se pot resincroniza mai ușor.

Pentru creșterea cuplului asincron mediu, vom pleca de la ideea că, întrucît în regim asincron se induce în înfășurarea de excitație un curent cu frecvența de alunecare ($f_s = sf$), care produce la alunecări mici cea mai importantă componentă a cuplului mediu asincron, atunci prin alimentarea cu o tensiune suplimentară a înfășurării de excitație avînd frecvența de alunecare se poate obține o majorare substanțială a acestui cuplu.

În consecință, se propune alimentarea înfășurării de excitație în regim asincron cu o tensiune avînd următoarea expresie:

$$u_e = u_{em} \sin (s\omega_n t + \varphi), \qquad (1)$$

în care:

u_{em} este amplitudinea tensiuni ialternative, în valori relative;
s — alunecarea mașinii sincrone;
φ — unghi de defazaj, în radiani.

Problemele legate de alimentarea înfășurării de excitație cu o tensiune avînd frecvența de alunecare nu și-au găsit pînă în prezent o rezolvare completă atît sub aspect teoretic cît și sub aspectul aplicării efective în practica industrială, deși s-au făcut unele încercări experimentale reușite în fază de laborator [3], [4].

În această lucrare se depășesc dificultățile teoretice prin compararea rezultatelor obținute pe cale analitică cu cele rezultate dintr-un studiu pe calculator — utilizîndu-se un model matematic complet al mașinii sincrone, — iar

* Horațiu Zărnescu este inginer principal la Întreprinderea Electrocentrale Cluj.

cele de natură practică se înlătură schimbînd convertizorul de frecvenţă rotativ printr-un invertor cu tiristoare.

În plus se studiază propunerea de introducere a excitaţiei (1) în cazul variaţiilor de tensiune care scot maşinile sincrone, cu poli aparenţi, cert din sincronism.

S-au luat în studiu maşinile sincrone cu poli aparenţi întrucît cuplul mediu asincron produs de înfăşurările de amortizare ale acestor maşini la alunecări foarte mici este neglijabil, iar cuplul asincron produs de înfăşurarea de excitaţie poate fi mărit de 2—3 ori prin aplicarea excitaţiei (1). Introducerea noii excitaţii este eficientă la hidrogeneratoare şi motoarele sincrone cu poli aparenţi din industria chimică.

2. Studiul analitic

a) *Deducerea expresiei cuplului asincron suplimentar produs de înfăşurarea de excitaţie alimentată cu o tensiune avînd frecvenţa de alunecare*

Toate consideraţiile teoretice ce se vor expune în continuare se referă la o maşină sincronă cu poli aparenţi, în regim de motor, ieşită cert din sincronism. Concluziile pot fi extinse însă la hidrogenerator.

Pentru determinarea cuplului asincron suplimentar menţionat se vor admite următoarele ipoteze:

— se neglijează rezistenţa statorului;

— cuplul suplimentar fiind produs numai de înfăşurarea de excitaţie, se vor neglija înfăşurările de amortizare.

Stabilirea expresiei cuplului asincron suplimentar se face în baza ecuaţiilor din teoria celor două axe scrise în sistemul de unităţi relative [2] şi luînd în consideraţie ipotezele simplificatoare menţionate.

În figura 1 s-a reprezentat poziţia fazorului reprezentativ al tensiunii $\underline{u}$ (a axei sincrone), care corespunde unui sistem simetric de tensiuni pe faze, faţă de axele d, q şi faţă de axa fazei A, considerată origine spaţială.

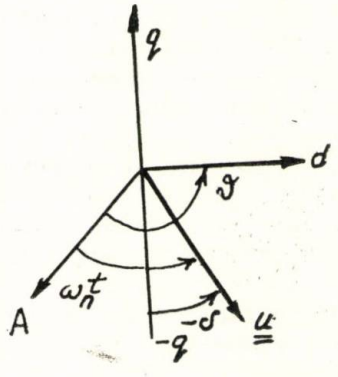


Fig. 1. Poziţia vectorului reprezentativ al tensiunii $\underline{u}$.

În baza figurii 1, rezultă următoarea expresie pentru unghiul intern al maşinii:

$$\delta = \vartheta - \omega_n t - \frac{\pi}{2} \tag{2}$$

în care ϑ este unghiul de poziţie a axei d.

În baza expresiei (2) şi a relaţiilor de transformare a mărimilor a, b, c în mărimi d, q din teoria celor două axe, se obţine:

$$\begin{aligned} u_d &= -u \sin \delta \\ u_q &= -u \cos \delta \end{aligned} \tag{3}$$

unde u este amplitudinea tensiunii de alimentare, în valori relative

În baza relaţiei (2) se obţine:

$$\frac{\mathrm{d}\delta}{\mathrm{d}t} = -s\omega_n \tag{4}$$

Considerînd un proces asincron stabilizat, se poate lua alunecarea constantă (s = constant), iar relaţia (4) după integrare devine:

$$\delta = -s\omega_n t + \delta_0 \tag{5}$$

Pentru simplificarea expresiilor se va considera că ieşirea din sincronism se produce la mersul în gol ($\delta_0 = 0$), iar expresia anterioară ia forma:

$$\delta = -s\omega_n t \tag{6}$$

Introducînd relaţia (6) în (3), se obţine expresia componentelor longitudinală şi transversală ale tensiunii în regim asincron:

$$\begin{aligned} u_d &= u \sin s\omega_n t \\ u_q &= -u \cos s\omega_n t \end{aligned} \tag{7}$$

Se va introduce planul complex în aşa fel încît axa reală să coincidă cu vectorul reprezentativ al tensiunii (axa sincronă a maşinii), care în acest caz devine un fazor staţionar $\underline{u}$, iar axa timpului se poate suprapune peste axa q deoarece aceasta rămîne în urma cu viteza $s\omega_n$ faţă de axa reală.

În baza consideraţiilor anterioare, mărimile care intervin în ecuaţiile din teoria celor două axe, u_d, u_q, u_e, Ψ_d, Ψ_q, Ψ_e, i_d, i_q, i_e, avînd pulsaţia $s\omega_n$, se pot reprezenta în planul complex prin fazori staţionari, aşa cum se arată în figura 2.

Luînd ca origine de fază axa reală, se obţin următoarele expresii în complex simplificat pentru fazorii staţionari :

$$\underline{u} = u$$

$$\underline{u}_d = -ju \qquad u_d = \mathrm{Re}\,[-ju\,e^{js\omega_n t}] = u \sin s\omega_n t$$

$$\underline{u}_q = -u \qquad u_q = \mathrm{Re}\,[-u\,e^{js\omega_n t}] = -u\cos s\omega_n t$$

$$\underline{u}_e = -ju_{em}\,e^{j\varphi} \qquad u_e = \mathrm{Re}\,[-ju_{em}\,e^{j\varphi}\,e^{js\omega_n t}] = u_{em}\sin(s\omega_n t + \varphi) \quad (8)$$

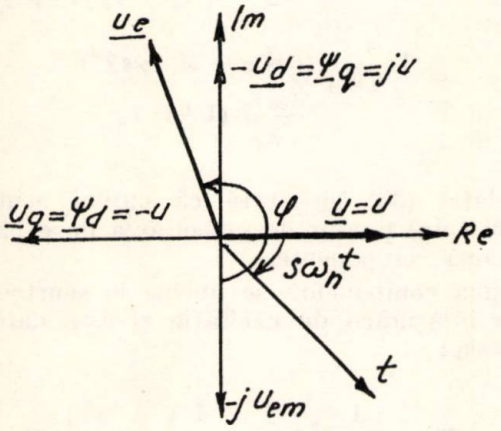


Fig. 2. Reprezentarea fazorilor staţionari în planul complex pentru regimul studiat.

O simplificare mare se obţine în cazul în care se neglijează rezistenţa statorică, fără a afecta într-o măsură importantă rezultatele. În acest caz se pot introduce relaţiile [2], [4]:

$$-\underline{\Psi}_q = -ju$$

$$\underline{\Psi}_d = -u \quad (9)$$

Ţinînd seama de cele menţionate anterior, ecuaţiile din teoria celor două axe scrise în complex pentru cazul studiat sînt următoarele :

$$\underline{u}_d = -ju = -\underline{\Psi}_q \quad (10)$$

$$\underline{u}_q = -u = \underline{\Psi}_d \quad (11)$$

$$\underline{u}_e = -ju_{em}\,e^{j\varphi} = r_e\,\underline{i}_e + js\,\underline{\Psi}_e \quad (12)$$

$$\underline{\Psi}_d = x_d\,\underline{i}_d + x_{ad}\,\underline{i}_e \quad (13)$$

$$\underline{\Psi}_q = x_q\,\underline{i}_q \quad (14)$$

$$\underline{\Psi}_e = x_{ad}\,\underline{i}_d + x_{ee}\,\underline{i}_e \quad (15)$$

Se determină în primul rînd expresia curentului $\underline{i}_e$. În baza ecuaţiilor (11), (13), (15) şi (12) eliminînd pe $\underline{\Psi}_d$, $\underline{i}_d$ şi $\underline{\Psi}_e$, prin calcule elementare se obţine expresia fazorului curentului din înfăşurarea de excitaţie :

$$\underline{i}_e = \frac{jsu\,\frac{x_{ad}}{x_d} - ju_{em}\,e^{j\varphi}}{r_e + js\left(x_{ee} - \frac{x_{ad}^2}{x_d}\right)} = \frac{\left(jsu\,\frac{x_{ad}}{x_d} - ju_{em}\,e^{j\varphi}\right)e^{-j\beta}}{Z_e(s)}, \quad (16)$$

în care : $\underline{Z}_e(js) = r_e + js\left(x_{ee} - \frac{x_{ad}^2}{x_d}\right) = Z_e(s)\,e^{j\beta}$ (17)

$Z_e(s) = r_e\sqrt{1 + s^2\,T_d'^2}$ este impedanţa circuitului de excitaţie (18)

$\mathrm{tg}\beta = sT_d'$ — tangenta unghiului de defazaj (19)

$T_d' = \frac{x_{ee}}{r_e} - \frac{x_{ad}^2}{r_e\,x_d}$ — constanta de timp tranzitorie longitudinală (20)

Reprezentarea în planul complex a fazorului $\underline{i}_e$ pentru $\varphi = \frac{3\pi}{2}$, conform relaţiei (16), se dă în figura 3.

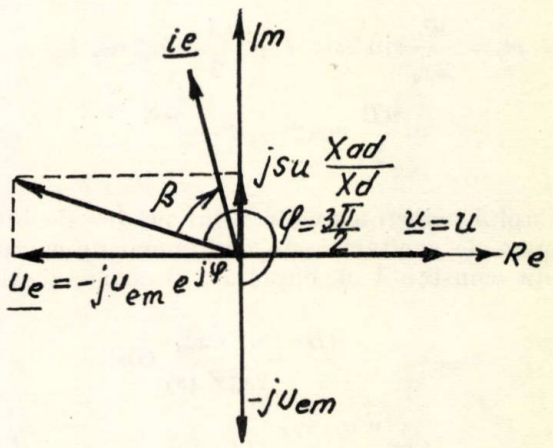


Fig. 3. Reprezentarea fazorilor $\underline{i}_e$ şi $\underline{u}_e$ $\left(\text{pentru } \varphi = \frac{3\pi}{2}\right)$.

Pentru determinarea cuplului electromagnetic este necesar să se stabilească în prealabil expresiile componentelor curentului statoric $\underline{i}_d$ şi $\underline{i}_q$.

Componenta $\underline{i}_d$ se obţine introducînd expresiile (16) şi (11) în ecuaţia (13) :

$$\underline{i}_d = -\frac{u}{x_d} - \frac{x_{ad}}{x_d}\left(js u \frac{x_{ad}}{x_d} - j u_{em} e^{j\varphi}\right)\frac{e^{-j\beta}}{Z_e(s)} =$$

$$= A + jB \qquad (21)$$

Din relaţia (21), după transformări simple, se obţine:

$$A = -\frac{u}{x_d} - \frac{su\, x_{ad}^2}{x_d^2 Z_e(s)} \sin\beta - \frac{u_{em}\, x_{ad}}{x_d Z_e(s)} \sin(\varphi - \beta) \qquad (22)$$

$$B = -\frac{u x_{ad}^2\, s}{x_d^2 Z_e(s)} \cos\beta + \frac{u_{em}\, x_{ad}}{x_d Z_e(s)} \cos(\varphi - \beta) \qquad (23)$$

Cuplul electromagnetic este dat de relaţia:

$$m_e = \Psi_d\, i_q - \Psi_q\, i_d \qquad (24)$$

Mărimile care intervin în expresia (24) se determină astfel:

$$i_d = \mathrm{Re}\,[\underline{i}_d\, e^{js\omega_n t}] = A \cos s\omega_n t - B \sin s\omega_n t \qquad (25)$$

$$i_q = \mathrm{Re}\,[\underline{i}_q\, e^{js\omega_n t}] = -\frac{u}{x_q} \sin s\omega_n t \qquad (26)$$

$$\Psi_d = \mathrm{Re}\,[\underline{\Psi}_d\, e^{js\omega_n t}] = -u \cos s\omega_n t \qquad (27)$$

$$\Psi_q = \mathrm{Re}\,[\underline{\Psi}_q\, e^{js\omega_n t}] = -u \sin s\omega_n t \qquad (28)$$

Introducînd în (24) expresiile (25)—(28), se obţine:

$$m_e = \frac{u^2}{2x_q} \sin 2s\omega_n t + \frac{uA}{2} \sin 2s\omega_n t + \frac{uB}{2} \cos 2s\omega_n t - \frac{uB}{2} \qquad (29)$$

Cuplul asincron mediu total produs de înfăşurarea de excitaţie este dat numai de componenta constantă a cuplului electromagnetic:

$$m_{aet} = -\frac{uB}{2} = \frac{u^2\, s\, x_{ad}^2}{2x_d^2 Z_e(s)} \cos\beta - \frac{u\, u_{em}\, x_{ad}}{2x_d Z_e(s)} \cos(\alpha - \beta) \qquad (30)$$

Ţinînd seamă de relaţiile (18) şi (19), după transformări simple, se obţine:

$$m_{aet} = \frac{u^2\, s\, x_{ad}^2}{2x_d^2\, r_e\, (1 + s^2\, T_d'^2)} - \frac{u\, u_{em}\, x_{ad}\, (\cos\varphi + \sin\varphi\, sT_d')}{2x_d\, r_e\, (1 + s^2\, T_d'^2)} \qquad (31)$$

Vom modifica primul termen din relaţia (31), introducînd expresiile uzuale [2]:

$$T_d = T_d' \frac{x_d}{x_d'}$$

$$\frac{T_d - T_d'}{x_d} = \frac{x_{ad}^2}{r_e\, x_d^2} = T_d' \left(\frac{1}{x_d'} - \frac{1}{x_d}\right) \qquad (32)$$

Introducînd relaţia (32) în (31), se obţine expresia finală a cuplului mediu asincron produs de înfăşurarea de excitaţie:

$$m_{aet} = m_{ae} + m_{aes} = \frac{1}{2} u^2 \left(\frac{1}{x_d'} - \frac{1}{x_d}\right) \frac{sT_d'}{1 + s^2\, T_d'^2} - \frac{1}{2} u\, u_{em} \frac{(\cos\varphi + \sin\varphi\, sT_d')}{\frac{x_{ad}\, r_e}{x_d}(1 + s^2\, T_d'^2)} \qquad (33)$$

Relaţia (33) ne arată că cuplul asincron mediu total produs de înfăşurarea de excitaţie are două componente.

Prima componentă se obţine la scurtcircuitarea înfăşurării de excitaţie şi este dată de expresia:

$$m_{ae} = \frac{1}{2} u^2 \left(\frac{1}{x_d'} - \frac{1}{x_d}\right) \frac{sT_d'}{1 + s^2\, T_d'^2} \qquad (34)$$

Această componentă are alunecarea critică $s_k = \frac{1}{T_d'}$

A doua componentă este proporţională cu u_{em} şi reprezintă cuplul asincron mediu produs prin alimentarea înfăşurării de excitaţie cu tensiunea $u_e = u_{em} \sin(s\omega_n t + \varphi)$:

$$m_{aes} = -\frac{1}{2} u\, u_{em} \frac{(\cos\varphi + \sin\varphi\, sT_d')}{\frac{x_{ad}\, r_e}{x_d}(1 + s^2\, T_d'^2)} \qquad (35)$$

Din analiza relaţiei (35) rezultă cîteva concluzii utile.

Prima concluzie constă în aceea că se poate obţine un cuplu asincron şi la $s = 0$, dacă se adoptă un unghi $\varphi = \text{constant} = \pi$. În acest caz cuplul maxim se obţine chiar la sincronism, acest fapt avînd o mare importanţă pentru procesele tranzitorii la variaţii de tensiune care se desfăşoară în jurul sincronismului.

A doua concluzie este că la $\varphi = \text{constant} = \frac{3\pi}{2}$ cuplul m_{aes} are acelaşi semn şi aceeaşi

alunecare critică $\left(s_k = \frac{1}{T'_d}\right)$ ca și cuplul m_{ae}:

$$m_{aes} = \frac{1}{2} \frac{u\, u_{em}\, s T'_d}{\frac{x_{ad} r_e}{x_d}(1 + s^2 T'^2_d)} \qquad (36)$$

A treia concluzie se obține căutînd unghiul care maximizează cuplul m_{aes} la s = constant:

$$\frac{\partial m_{aes}}{\partial \varphi} = -\sin \varphi + \cos \varphi\, s T'_d = 0 \qquad (37)$$

de unde rezultă:

$$\operatorname{tg} \varphi = s T'_d \qquad (38)$$

Pentru a obține cuplul m_{aes} pozitiv se va lua:

$$\varphi_{opt} = \pi + \operatorname{arc\,tg}\, s T'_d \qquad (39)$$

Introducînd unghiul φ_{opt} din (39) în expresia (35), se obține cuplul maxim la orice alunecare:

$$m_{aes} = \frac{1}{2} \frac{u\, u_{em}}{\frac{x_{ad} r_e}{x_d} \sqrt{1 + s^2 T'^2_d}} \qquad (40)$$

Din relația (35) rezultă, de asemenea, că pentru regimul de motor sincron, unghiul φ trebuie să fie cuprins în limitele

$$\pi < \varphi < \frac{3\pi}{2}$$

Pentru a ne da seama de valoarea cuplului m_{aes}, s-a reprezentat grafic acest cuplu, după cum urmează:

— în figura 4 *a* se dau cuplurile m_{ae}, $m_{aet} = m_{ae} + m_{aes}$ $\left(\text{la } \varphi = \frac{3\pi}{2}\right)$ și $m_{aet} = m_{ae} + m_{aes}$ (la φ_{opt}) pentru un motor sincron cu poli aparenți de 4,5 kVA, 380 V ($T'_d = 27$ radiani);

— în figura 4 *b* se dau aceleași cupluri pentru un hidrogenerator de 25 500 kVA, 10,5 kV, 300 rot/minut ($T'_d = 350$ radiani).

În baza figurilor 4 *a* și 4 *b* se constată că, în cazul în care se ia pentru u_{em} o valoare egală cu valoarea relativă a tensiunii de plafon a excitatoarei, cuplul asincron mediu produs de înfășurarea de excitație crește de 2—3 ori, depășind considerabil valoarea nominală la alunecarea critică $s_k = \frac{1}{T'_d}$. Pe de altă parte, se constată că acest cuplu m_{aes} suplimentar scade foarte repede cu creșterea alunecării (la $s > s_k$) în special la mașinile de mare putere, unde la $s > 10\%$ devine neglijabil.

Prin alimentarea înfășurării de excitație cu tensiunea $u_e = u_{em} \sin(s\omega_n t + \varphi)$ se produce o creștere a curentului statoric pe seama majorării componentei longitudinale, iar componenta transversală rămîne neafectată în conformitate cu relațiile (22), (23) și (26).

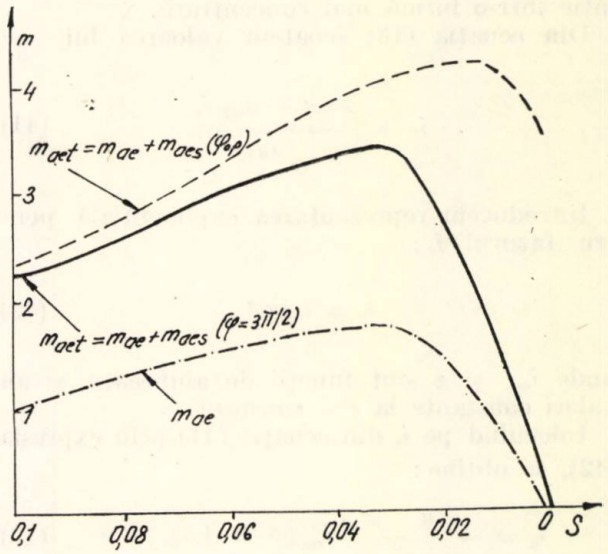


Fig. 4 *a*. Cuplul mediu asincron produs de înfășurarea de excitație a motorului de 4,5 kVA.

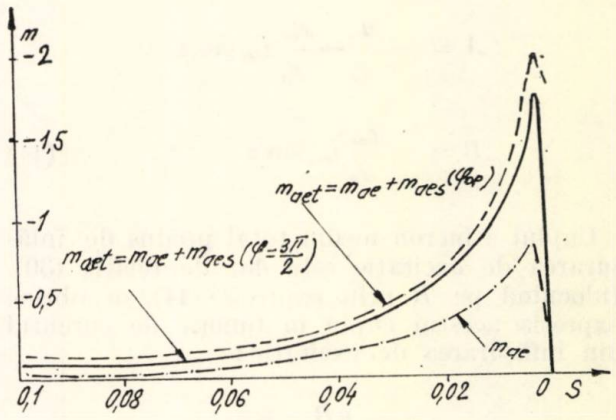


Fig. 4 *b*. Cuplul mediu asincron produs de înfășurarea de excitație a generatorului de 25 000 kVA.

Analiza creșterii componentei longitudinale i_d cu ajutorul relațiilor (22) și (23) a arătat că în cazul alegerii unghiului φ = const. = π, se obține o creștere maximă a acestui curent, la φ = const. = 0 se obține o creștere minimă, iar $\varphi = \frac{3\pi}{2}$ reprezintă o soluție de compromis. Pe de ată parte, s-a stabilit că legea de variație a lui φ, care conduce la o valoare minimă pentru componenta longitudinală, la un cuplu constant, nu coincide cu legea (39), care optimizează procesul tranzitoriu după cuplu.

b) *Expresia generală a cuplului asincron total produs de înfășurarea de excitație în funcție de curentul de excitație*

Vom stabili acum expresia cuplului mediu asincron total produs de înfășurarea de excitație într-o formă mai concentrată.

Din ecuația (13) scoatem valoarea lui $\underline{i}_d$:

$$\underline{i}_d = \frac{-u - x_{ad}\,\underline{i}_e}{x_d} \tag{41}$$

Introducem reprezentarea exponențială pentru fazorul $\underline{i}_e$:

$$\underline{i}_e = i_{em}\, e^{j\varepsilon} \tag{42}$$

unde i_{em} și ε sînt funcții de alunecare și au valori constante la s = constant.

Înlocuind pe $\underline{i}_e$ din ecuația (41) prin expresia (42), se obține:

$$\underline{i}_d = -\frac{u}{x_d} - \frac{x_{ad}}{x_d}\, i_{em}\, e^{j\varepsilon} = A + jB \tag{43}$$

Din relația (43) rezultă:

$$A = -\frac{u}{x_d} - \frac{x_{ad}}{x_d}\, i_{em} \cos\varepsilon$$

$$B = -\frac{x_{ad}}{x_d}\, i_{em} \sin\varepsilon \tag{44}$$

Cuplul asincron mediu total produs de înfășurarea de excitație este dat de relația (30). Înlocuind pe B prin expresia (44), se obține expresia acestui cuplu în funcție de curentul din înfășurarea de excitație:

$$m_{aet} = -\frac{uB}{2} = \frac{u\, x_{ad}}{2\, x_d}\, i_{em} \sin\varepsilon \tag{45}$$

în care u și i_{em} sînt amplitudinile tensiunii de alimentare și curentului din înfășurarea de excitație, în valori relative;

ε — unghiul dintre fazorul tensiunii de alimentare $\underline{u}$ și fazorul curentului din înfășurarea de excitație $\underline{i}_e$.

Din examinarea expresiei (45) rezultă că aceasta este similară cu caracteristica unghiulară în regim sincron și de aceea va fi denumită caracteristica unghiulară în regim asincron.

În figura 5 se dă poziția optimă a fazorului $\underline{i}_e$, care corespunde cuplului maxim dat de relația (45).

Din figura 5 se vede că poziția optimă a fazorului $\underline{i}_e$ este aceea în care acest fazor este defazat cu $\frac{\pi}{2}$ înainte față de fazorul $\underline{u}$ $\left(\varepsilon = \frac{\pi}{2}\right)$ și este sinfazic cu fazorul tensiunii induse în înfășurarea de excitație $jsu\frac{x_{ad}}{x_d}$ la orice valoare a alunecării $\left(\frac{\pi}{2} - \varepsilon = 0\right)$. Aceasta echivalează cu compensarea circuitului de excitație la orice alunecare.

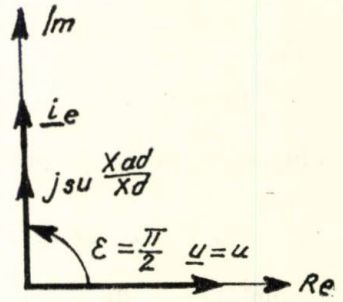


Fig. 5. Poziția optimă a fazorului $\underline{i}_e$.

Luînd ca reper tensiunea indusă în înfășurarea de excitație, rezultă că curentul din înfășurarea de excitație i_e trebuie să rămînă, la orice alunecare, în fază cu tensiunea:

$$u_{ei} = \mathrm{Re}\left[jus\,\frac{x_{ad}}{x_d}\, e^{js\omega_n t}\right] = -us\,\frac{x_{ad}}{x_d} \sin s\omega_n t =$$

$$= ku \sin(s\omega_n t + \pi) \tag{46}$$

Relația (46) poate fi luată ca bază pentru realizarea unei instalații de optimizare a regimului asincron.

În concluzie se poate spune că expresia (45) a cuplului mediu asincron arată cum trebuie să se regleze faza curentului de excitație la orice alunecare — și în orice sistem de alimentare a înfășurării de excitație — pentru a se obține cuplul asincron maxim, adică permite optimizarea regimului tranzitoriu al mașinii sincrone din punctul de vedere al cuplului asincron dezvoltat.

3. Schema de principiu a instalației care alimentează înfășurarea de excitație cu o tensiune avînd frecvența de alunecare

În figura 6 se prezintă o schemă de principiu propusă pentru instalația care asigură alimentarea înfășurării de excitație a mașinii sincrone *MS* cu o tensiune avînd frecvența de alunecare, în cazul ieșirii din sincronism provocată de un gol sau o întrerupere de tensiune.

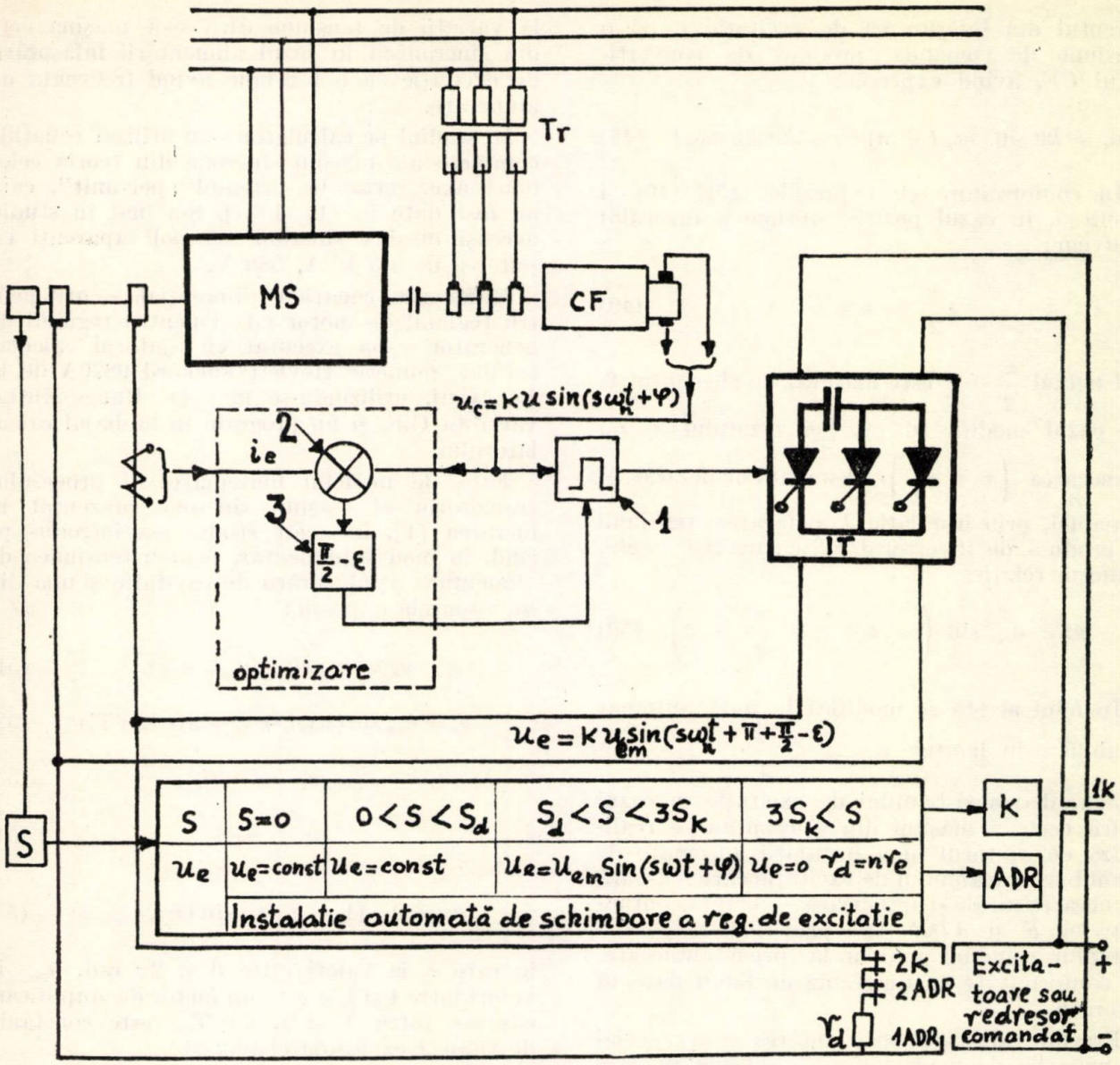


Fig. 6. Schema de principiu a instalației care alimentează înfășurarea de excitație în regim asincron.

Tensiunea u_e avînd frecvența de alunecare este produsă de invertorul cu tiristoare *I.T.*, care are comutație proprie și ieșire în curent alternativ. Acest invertor este alimentat pe partea circuitelor de forță cu tensiune continuă luată de la bornele excitatoarei rotative (sau a redresorului static comandat) pusă în regim de forțare.

Tensiunea u_e, produsă de invertorul *I.T.*, se aplică la bornele înfășurării de excitație a mașinii sincrone numai în cazul ieșirii certe din sincronism — atingerii alunecării s_i [1] —, situație în care se deconectează contactele 1 *ADR* ale automatului *ADR*, urmată apoi de închiderea contactului 1 *K* și deschiderea contactului 2 *K* ale unui automat suplimentar *K*.

Pe axul mașinii sincrone *MS* se cuplează un convertizor de frecvență rotativ cu colector — de putere mică — *CF*, care produce o tensiune de comandă u_c avînd frecvența de alunecare:

$$u_c = ku \sin(s\omega_n t + \varphi) \qquad (47)$$

Tensiunea u_c se utilizează pentru comanda tiristoarelor invertorului *IT* prin intermediul instalației de comandă prin impulsuri *1*.

Unghiul φ din relația (47) se poate regla manual prin schimbarea poziției periilor pe colectorul convertizorului *CF* — și automat, în funcție de alunecare, în cazul conectării instalației de optimizare.

Instalația de optimizare măsoară, conform relației (46), unghiul de defazaj $\frac{\pi}{2} - \varepsilon$ dintre

curentul din înfășurarea de excitație i_e și o tensiune de comandă, produsă de convertizorul *CF*, avînd expresia:

$$u_c = ku \sin (s\omega_n t + \pi) = - ku \sin s\omega_n t \quad (48)$$

În conformitate cu expresiile (45), (46) și figura 5, în cazul poziției optime a fazorului $\underline{i}_e$ avem:

$$\frac{\pi}{2} - \varepsilon = 0 \quad (49)$$

Unghiul $\frac{\pi}{2} - \varepsilon$ este măsurat de elementul *2*. În cazul modificării poziției fazorului $\underline{i}_e$ cu alunecarea $\left(\varepsilon < \frac{\pi}{2}\right)$, elementul de defazare *3* comandă, prin instalația *1*, defazarea tensiunii u_e produsă de invertorul *IT* cu același unghi, conform relației:

$$u_e = u_{em} \sin \left(s\omega_n t + \pi + \frac{\pi}{2} - \varepsilon\right) \quad (50)$$

În felul acesta se modifică în mod automat unghiul φ în limitele $\pi < \varphi < \frac{3\pi}{2}$.

Schimbarea sistemului de excitație în cazul ieșirii certe a mașinii din sincronism se realizează cu ajutorul unei instalații automate de schimbare a regimului de excitație care măsoară alunecarea medie și acționează — asupra contactoarelor *K* și *ADR* — pe principiul asigurării cuplului asincron maxim la orice alunecare, în conformitate cu diagrama de lucru dată în figura 6.

Prezintă de asemenea interes — în special la mașinile de mare putere — schema în care tensiunea u_e, dată de relația (50), nu se aplică direct la bornele înfășurării de excitație, ci este utilizată pentru comanda modulării curentului continuu, de excitație, produs de excitatoarea rotativă (redresorul static comandat), sau ca semnal adițional al regulatorului automat de tensiune.

4. Studiul pe calculator al procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații și întreruperi de tensiune în cazul alimentării înfășurării de excitație cu o tensiune avînd frecvența de alunecare

Rezultatele obținute prin studiul analitic se bazează pe cîteva ipoteze simplificatoare, cum sînt neglijarea rezistenței statorului și a înfășurărilor de amortizare. Din această cauză autorii și-au propus să compare aceste rezultate cu cele obținute dintr-un studiu pe calculator al procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații de tensiune care scot mașina cert din sincronism în cazul alimentării înfășurării de excitație cu o tensiune avînd frecvența de alunecare.

În studiul pe calculator s-au utilizat ecuațiile complete ale mașinii sincrone din teoria celor două axe, scrise în sistemul „per-unit", care au fost date în [1] și [5]. S-a luat în studiu aceeași mașină sincronă cu poli aparenți cu puterea de 4,5 kVA, 380 V.

Rezolvarea ecuațiilor diferențiale — atît pentru regimul de motor cît și pentru regimul de generator — s-a executat cu ajutorul calculatorului numeric Heylett Packard 9820A de la I.P. Cluj, utilizîndu-se metoda Runge-Kutta, varianta Gill, și un program în limbajul calculatorului.

Față de modelul matematic al procesului tranzitoriu al mașinii sincrone prezentat în lucrarea [1], în acest studiu s-a introdus pe rînd, în mod suplimentar, pentru tensiunea de alimentare a înfășurării de excitație și una din următoarele expresii:

$$u_e = u_{em} \sin (s\omega_n t + \varphi) \quad (51)$$

$$u_e = u_{em} \sin (s\omega_n t + \pi + \operatorname{arc\,tg}\, s\,T'_d) \quad (52)$$

$$u_e = - ni_e \quad (53)$$

$$u_e = ni_e \quad (54)$$

$$u_e = u_{em} (1 - e^{-\frac{t}{T_{ex}}}) \sin (s\omega_n t + \varphi) \quad (55)$$

în care φ ia valori între 0 și 2π rad, u_{em} ia valori între 1 și 4, n este un factor de amplificare cuprins între 1 și 4, iar T_{ex} este constanta de timp a excitatoarei (0,2 s).

Studiul general al procesului tranzitoriu s-a făcut prin determinarea curbelor care caracterizează evoluția stării mașinii în acest proces $s = f(t)$ și a solicitării acesteia $i = f(t)$ la o variație de tensiune care scoate cert mașina din sincronism atît în cazul excitației clasice (u_e = constant), la deconectarea acesteia ($u_e = 0$), cît și în cazul alimentării înfășurării de excitație cu una din tensiunile avînd frecvența de alunecare dată de expresiile (51) — (55).

În toate cazurile studiate — atît în regim de motor cît și în cel de generator — cuplul mecanic este constant și egal cu cel nominal.

Comparația curbelor $s = f(t)$ și $i = f(t)$ se face pe baza criteriilor de apreciere a procesului tranzitoriu date în [1]:

$$\int_0^T s\,dt = min\,; \quad \int_0^T i^2\,dt = min\,; \quad i_{max} \leqslant ki_a \quad (56)$$

În figura 7 se dau curbele $s = f(t)$ trasate de ploterul calculatorului la diferite excitații și la o variație de tensiune avînd următorii parametri: $u = 0{,}4$, $\Delta t = 0{,}3$ s.

Din comparația curbelor ridicate în figura 7 rezultă următoarele:

— curba *2*, care corespunde tensiunii $u_e = 3 \sin\left(s\omega_n t + \frac{3\pi}{2} - 0{,}29\right)$, este mai favorabilă decît curba *1*, care se obține la scurtcircuitarea înfășurării de excitație ($u_e = 0$), atît în privința alunecării maxime atinse, cît și în privința satisfacerii criteriilor (56);

sant că legea (53) dă aceeași curbă ca la închiderea înfășurării de excitație peste rezistența r_d.

Pentru a se vedea influența noilor legi ale excitației la alunecări mici, în jurul alunecării critice ($s_k = 0{,}037$), se prezintă curbele $s = f(t)$ din figura 8 și $i = f(t)$ din figura 9.

În figurile 8 și 9 avem aceeași variație de tensiune ca în figura 7 ($u = 0{,}4$, $\Delta t = 0{,}3$ s). Procesul tranzitoriu reprezentat în aceste figuri decurge după cum urmează: mașina sincronă, în regim de motor, se va accelera după revenirea tensiunii sub influența cuplului asincron — înfășurarea de excitație fiind închisă chiar la începutul procesului peste o rezistență de

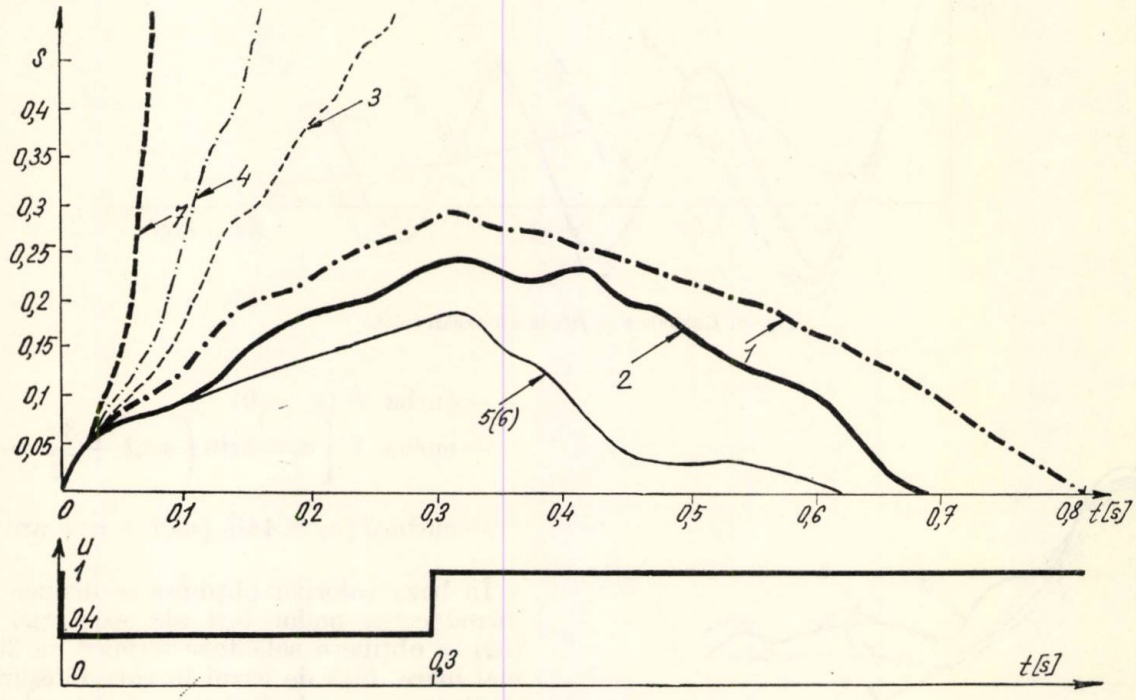


Fig. 7. Curbele $s = f(t)$ pentru diferite legi ale excitației la motorul sincron.

— curba *3*, care corespunde excitației nominale, și curba *4*, obținută la forțarea excitației sînt foarte defavorabile, deoarece conduc la frînarea mașinii pînă la $s = 1$;

— curba *5*, care corespunde legii $u_e = -4i_e$ (reacție negativă), este cea mai favorabilă și coincide cu curba *6*, care se obține la închiderea înfășurării de excitație peste o rezistență $r_d (u_e = 0,\ r_d = 8\ r_e)$;

— în cazul aplicării legii $u_e = 4\ i_e$ (reacție pozitivă) se obține cea mai puternică frînare (curba *7*).

Faptul că curbele 5 și 6 sînt cele mai favorabile se explică prin aceea că în proces se ating alunecări mult mai mari decît cele în care influența legii (51) se manifestă cel mai puternic $\left((s > s_k,\ s_k = \frac{1}{T'_d} = 0{,}037\right)$. Este interes descărcare $r_d = 8r_e$ —, iar la atingerea unei alunecări $s = 0{,}09$ se vor conecta, pe rînd, excitațiile (51), (52), (53), (55) și $u_e = 0$.

Din analiza curbelor $s = f(t)$ date în figura 8 rezultă că la închiderea excitației peste rezistența r_d (curba *4*) — care corespunde și legii (53) — se obține o alunecare stabilă în regim asincron de valoare relativ mare la sfîrșitul procesului de accelerare, iar la scurtcircuitarea înfășurării de excitație (curba *1*) se obține o alunecare stabilă de valoare mai mică. În cazul aplicării excitațiilor $u_e = 4 \sin\left(s\omega_n t + \frac{3\pi}{2} - 0{,}29\right)$ și $u_e = 4 \sin(s\omega_n t + \pi + \operatorname{arc\,tg} s T'_d)$ se obține un proces oscilator (curbele *2* și *3*) în care mașina sincronă trece periodic prin sincronism ($s = 0$), creîndu-se condiții deosebit de

favorabile pentru resincronizare, atît prin autosincronizare cît și prin sincronizare precisă în sarcină.

Această constatare prezintă o importanță deosebită pentru mașinile sincrone care au

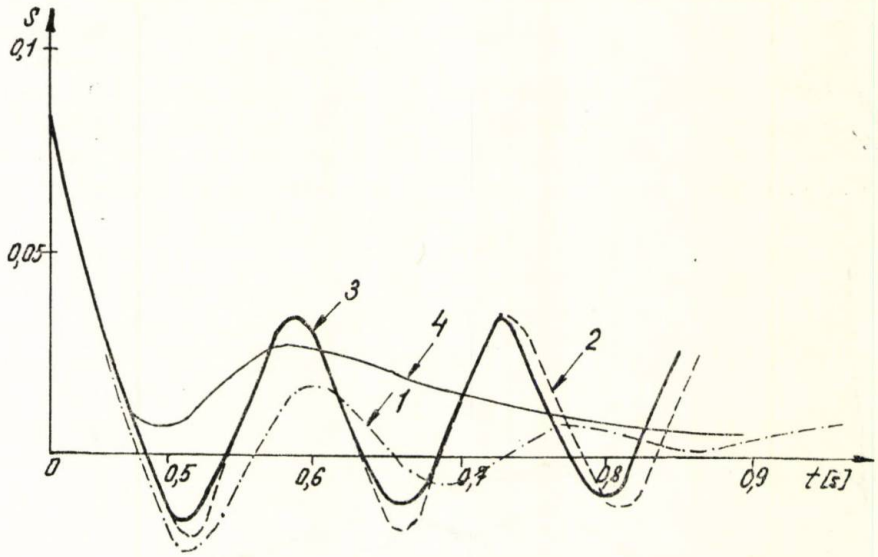


Fig. 8. Curbele $s = f(t)$ la alunecări mici.

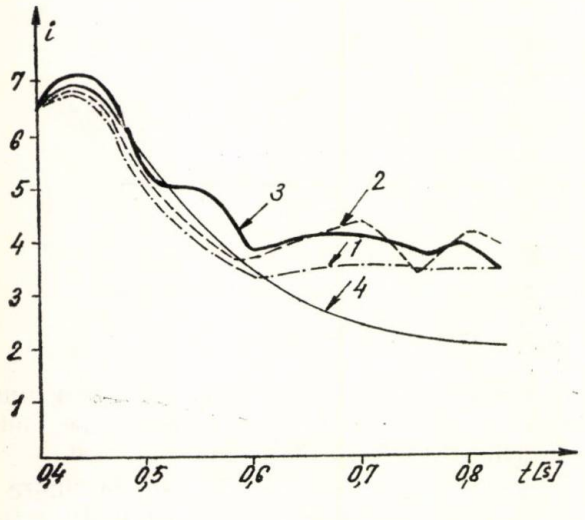


Fig. 9. Curbele $i = f(t)$.

caracteristică asincronă slabă la alunecări mici sau suportă greu procesul de autosincronizare, și în primul rînd pentru hidrogeneratoare și motoare sincrone cu poli aparenți.

Din studiu a rezultat că legea (55) dă o curbă $s = f(t)$ foarte puțin diferită de curba *2*, care se obține la aplicarea legii (51).

În figura 9 se dau curbele $i = f(t)$ ale curenților aferenți proceselor tranzitorii prezentate în figura 8. Din compararea acestor curbe, pe baza criteriului (56), au rezultat următoarele valori, în procente, pentru $\int_0^T i^2\,dt$:

— curba *4* ($u_e = 0$, $r_d = 8r_e$) 100%

— curba *1* ($u_e = 0$) 109,2%

— curba *2* $\left[u_e = 4\sin\left(s\omega_n t + \frac{3\pi}{2} - 0{,}29\right)\right]$ 121,5%

— curba *3* $[u_e = 4\sin(s\omega_n t + \pi + \operatorname{arc\,tg} sT'_d)]$ 131,8%

În baza valorilor obținute se deduce că prin introducerea noilor legi ale excitației (51) și (52) se obține o solicitare termică cu 20—30% mai mare față de cazul în care înfășurarea de excitație este închisă peste o rezistență ($u_e = 0$, $r_d = 8r_e$) sau scurtcircuitată ($u_e = 0$).

În figura 10 se dau curbele $s = f(t)$ ridicate pentru legea excitației (51) și diferite valori ale amplitudinii u_{em}, iar unghiul φ are valoare constantă $\left(\varphi = \text{const.} = \frac{3\pi}{2}\right)$.

La creșterea amplitudinii u_{em} de la valoarea de mers în gol ($u_{em} = 1$) la valoarea de forțare ($u_{em} = 4$), procesul tranzitoriu este influențat în mod pozitiv, dar nu într-o măsură prea mare.

Valoarea unghiului φ are o importanță hotărîtoare, așa cum se vede în figura 11, unde sînt ridicate curbele $s = f(t)$ pentru aceeași lege a excitației și $u_{em} = \text{const.} = 4$. Curbele ridicate în figura 11 confirmă rezultatele obținute pe cale analitică, în sensul că unghiul φ cel mai favorabil este cuprins, pentru regimul de motor, în limitele: $\pi < \varphi < \frac{3\pi}{2}$.

În figura 12 se prezintă curbele $s = f(t)$ ridicate pentru regimul de generator la o variație de tensiune cu următorii parametri: $u = 0{,}2$, $\Delta t = 0{,}5$ s. Notațiile utilizate în figura 12 sînt identice cu cele din figura 7, cu excepția curbei 7, care s-a ridicat pentru $\varphi = \text{const.} = 2\pi$, și curbei 8, care corespunde legii (52).

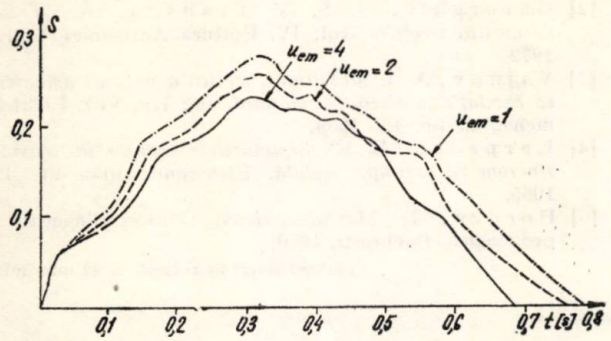


Fig. 10. Curbele $s = f(t)$ la diferite amplitudini u_{em}.

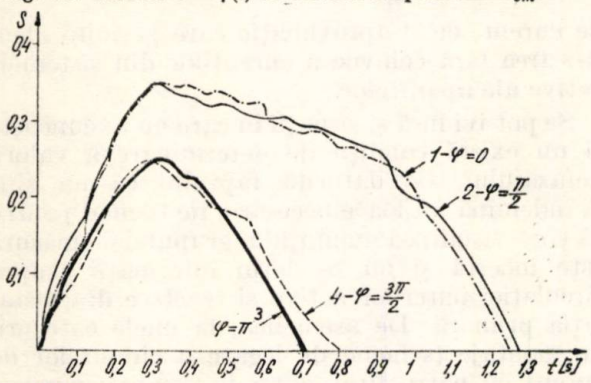


Fig. 11. Curbele $s = f(t)$ la diferite valori ale unghiului φ.

Din examinarea figurii 12 rezultă că în regim de generator valorile cele mai favorabile ale unghiului φ sînt cuprinse în limitele $\frac{3\pi}{2} < \varphi < 2\pi$, iar cea mai favorabilă curbă (curba 8, trasată cu linie groasă) corespunde legii de optimizare $u_e = u_{em} \sin(s\omega_n t + \pi + \text{arc tg } sT'_d)$.

Concluzii

1. În lucrarea de față se prezintă un studiu privind introducerea unei excitații optime a mașinii sincrone în cazul ieșirii certe din sincronism la variații și întreruperi de tensiune, care constă în alimentarea înfășurării de excitație cu o tensiune avînd frecvența de alunecare.

2. Studiul este executat pe cale analitică, în baza unor ipoteze simplificatoare, iar rezultatele sînt comparate cu cele obținute prin rezolvarea pe calculator a modelului matematic al mașinii sincrone. Studiul pe calculator a confirmat rezultatele obținute pe cale analitică.

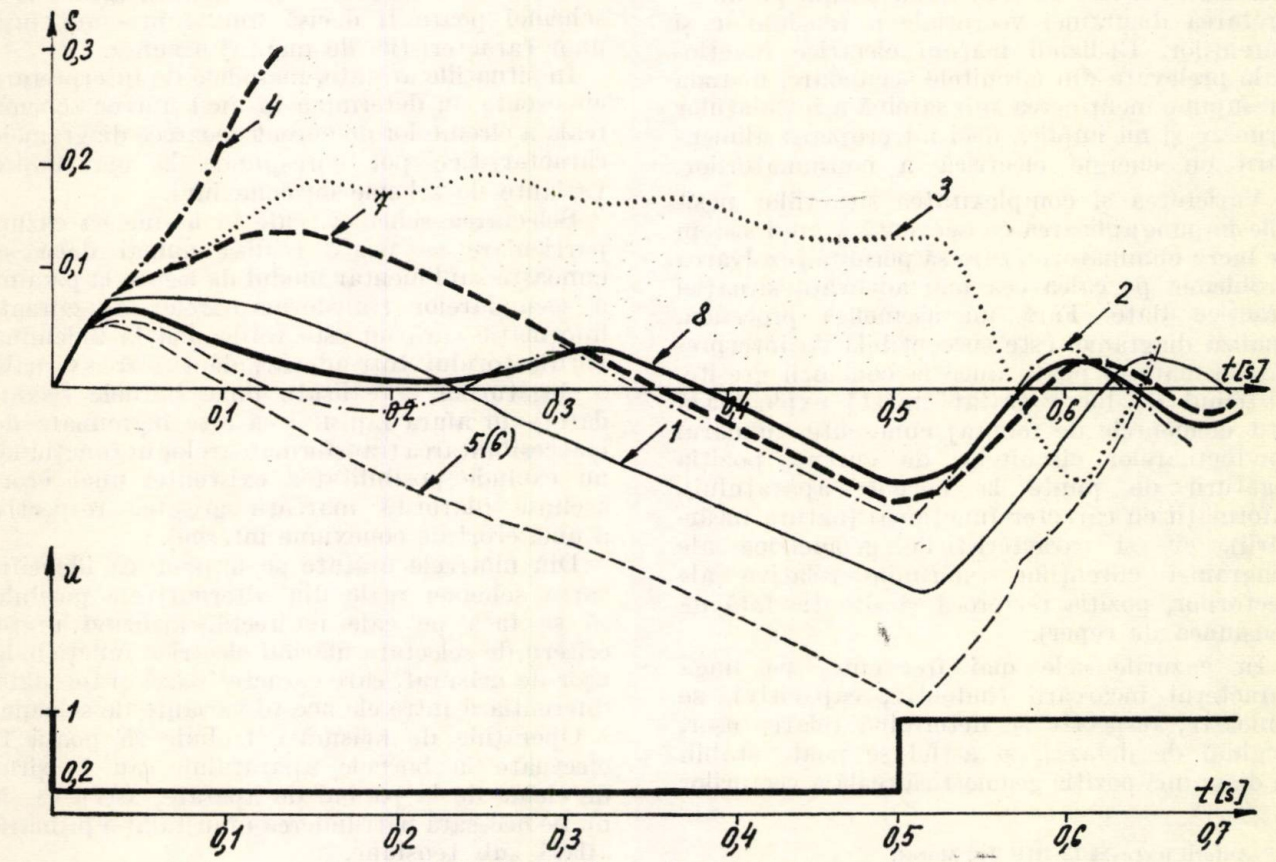


Fig. 12. Curbele $s = f(t)$ pentru generator.

3. În studiul analitic se prezintă două metode inedite de determinare a expresiei cuplului asincron mediu în cazul introducerii excitației preconizate.

4. Excitația studiată se justifică a fi instalată la mașinile sincrone care au o caracteristică asincronă slabă la alunecări mici și cînd se impune resincronizarea la sarcină nominală. Astfel de mașini sînt hidrogeneratoarele de mare putere și motoarele sincrone care acționează utilaje importante.

Bibliografie

[1] Zărnescu, H. *Contribuții la analiza procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații profunde de tensiune care o scot din sincronism.* În: Energetica 24 nr. 10, 1976.

[2] Gheorghiu, I. S. și Fransua, A. *Tratat de mașini electrice,* vol. IV. Editura Academiei R.S.R., 1972.

[3] Vajnov, A. I. *Stabilitatea statică a mașinii asincrone cu excitație în circuitul rotorului.* În: Izv. Vuz. Elektromehanika nr. 12, 1959.

[4] Karpenko, B. K. *Regimurile asincrone ale mașinii sincrone cu excitație reglată.* Elektromehanika nr. 12, 1965.

[5] Dordea, T. *Mașini electrice.* Editura didactică și pedagogică, București, 1970.

(Articol intrat în redacție la 29 iulie 1976)

Determinarea în timpul funcționării a unor caracteristici de montaj la circuite secundare de curent

Ing. **Lokodi Zoltan**
și ing. **Kerekes Ioan***)

La verificarea legării corecte a aparatelor de măsură și de protecție în montaj indirect se practică în mod preferențial metoda de reconstituire a schemei de conexiuni, bazată pe interpretarea diagramei vectoriale a tensiunilor și curenților. Utilizînd mărimi electrice funcționale prelevate din circuitele secundare, metoda presupune menținerea sub sarcină a instalațiilor primare și nu implică deci întreruperea alimentării cu energie electrică a consumatorilor.

Varietatea și complexitatea situațiilor posibile impune aplicarea consecventă a unui sistem de lucru eliminatoriu, care să permită rezolvarea problemei pe calea cea mai adecvată situației practice date. Fără un asemenea procedeu, analiza diagramei este susceptibilă de interpretări eronate și poate duce la concluzii greșite. Sistemul de lucru tratat în [1] exploatează atît elementele de montaj cunoscute (numărul conductoarelor circuitelor de curent, poziția legăturii de punte la bornele aparatului), informații cu caracter funcțional (natura încărcării), cît și caracteristicile geometrice ale diagramei curenților (mărimile relative ale vectorilor, poziția reciprocă și situația față de tensiunea de reper).

În cazurile cele mai frecvente, pe lîngă caracterul încărcării (inductiv, capacitiv), se cunoaște, respectiv se determină relativ ușor, unghiul de defazaj, și astfel se poate stabili în diagramă poziția geometrică reală a vectorilor de curent, cu o aproximație care permite identificarea fără echivoc a curenților din sistemele active ale aparatelor.

Se pot ivi însă și situații în care nu se cunoaște și nu există condiții de determinare a valorii defazajului, fie datorită faptului că nu sînt la îndemînă mijloace necesare, fie tocmai pentru că corectitudinea montajului grupului de măsură este incertă și nu se dețin informații asupra circulației puterilor active și reactive din instalația primară. De asemenea, la unele categorii de montaje (scheme de legare a circuitelor de curent cu patru fire), chiar în condiția cunoașterii precise a unghiului de defazaj, identitatea schemei poate fi decisă numai în cunoștința unor caracteristici de montaj ascunse.

În situațiile arătate, metodele de interpretare cunoscute nu determină în mod univoc schema reală a circuitelor de curent deoarece diagramele caracteristice pot corespunde la mai multe variante de scheme de conexiuni.

Selectarea schemei reale în asemenea cazuri particulare se poate realiza numai dacă se cunoaște suplimentar modul de legare la pămînt a secundarelor transformatoarelor de curent, informație care nu este totdeauna la îndemîna verificatorului. Într-adevăr, identificarea vizuală a legăturilor — realizate între bornele secundare — în afara faptului că este îngreunată de inaccesibilitatea transformatoarelor în funcțiune, nu exclude posibilitatea existenței unei erori ascunse (datorită marcării greșite, respectiv a unei erori de conexiune interne).

Din motivele arătate se impune ca identificarea schemei reale din alternativele posibile să se facă pe cale indirectă, utilizînd drept criterii de selectare mărimi electrice funcționale ușor de măsurat, care caracterizează și totodată diferențiază între ele aceste variante de scheme.

Operațiile de măsurare trebuie să poată fi efectuate la bornele aparatului, sau la șirul de cleme de la panoul de aparate, astfel ca să nu fie necesară pătrunderea în instalația primară aflată sub tensiune.

* Autorii lucrează la IRE Tg. Mureș.

Domeniul de utilizare

Procedeul descris în cele ce urmează se poate aplica pentru eliminarea nedeterminării la reconstituirea circuitelor secundare alimentate prin transformatoare de curent racordate pe două faze ale unei instalații electrice trifazate, avînd scheme de principiu de tipul celor prezentate în figura 1.

La aceste scheme există o legătură galvanică realizată între cîte o bornă secundară a celor două transformatoare de curent, care fie că reprezintă în primul rînd o cale de curent funcțională (fig. 1*a*), fie că se creează în mod inerent — fără scopul de a fi parcurs de curent de lucru — prin legarea la pămînt a secundarelor transformatoarelor de curent (fig. 1*b*).

I_I, I_{III} — curenții care circulă în bobinele ampermetrice ale sistemelor de acționare I și III ale aparatului;

Ψ — unghiul de decalaj al vectorului $\underline{I}_{III}$, măsurat în sens direct față de vectorul $\underline{I}_I$.

În cazul circuitelor complexe, alimentînd mai multe aparate înseriate, ridicarea diagramei vectoriale este oportună pentru identificarea porțiunii de circuit în amonte de șirul de cleme de la panoul de aparate, restul circuitelor putîndu-se reconstitui prin urmărirea vizuală sau prin sunarea firelor de legătură. Din acest motiv în scopul generalizării, prin notațiile $\hat{\imath}_I$, $\hat{\imath}_{III}$ și s_I, s_{III} se vor simboliza în continuare atît bornele de început ale aparatului singular, cît și clemele de șir la care sînt legate bornele

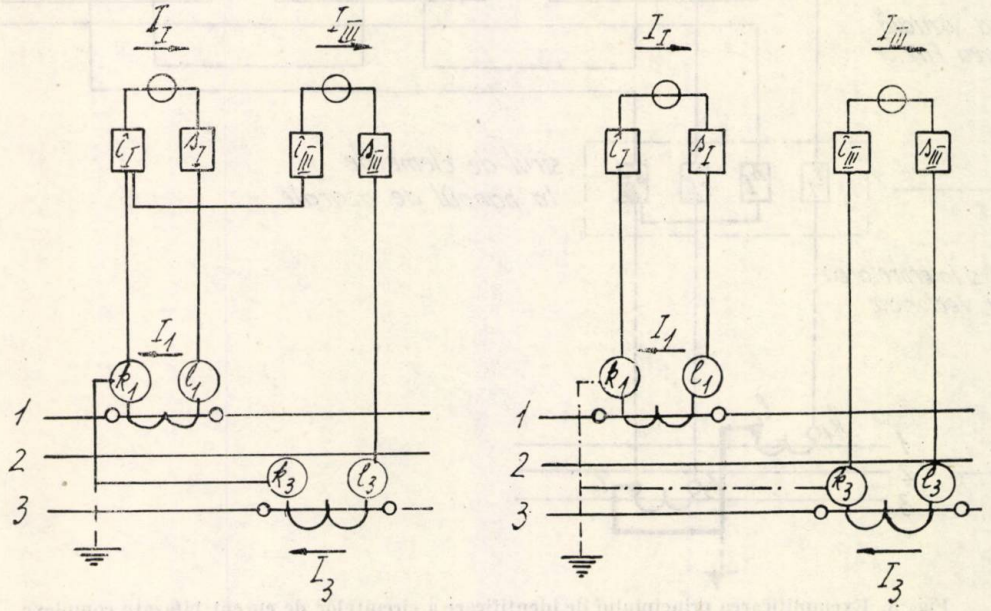


Fig. 1. Schemele de principiu ale circuitelor secundare de curent bifazate simple:
a — sistem de montaj cu trei fire; *b* — sistem de montaj cu patru fire.

Această legătură, denumită în continuare prescurtat puntea transformatoarelor — poate fi de patru tipuri, corespunzător combinațiilor de borne $k_1\ k_3$, $l_1\ l_3$, $l_1\ k_3$ și $k_1\ l_3$. Tipul diferit al punții transformatoarelor determină variante diferite de scheme de conexiuni. În anumite situații, din aceste variante posibile nu poate fi selectată schema reală prin metoda grafică, diagramele vectoriale aferente fiind identice.

Un exemplu de asemenea diagramă, care corespunde la mai multe variante de scheme de conexiuni posibile, este prezentat în figura 2.

Notațiile adoptate au următoarele semnificații:

I_1, I_3 — curenții secundari ai transformatoarelor de curent de pe fazele 1 și 3;

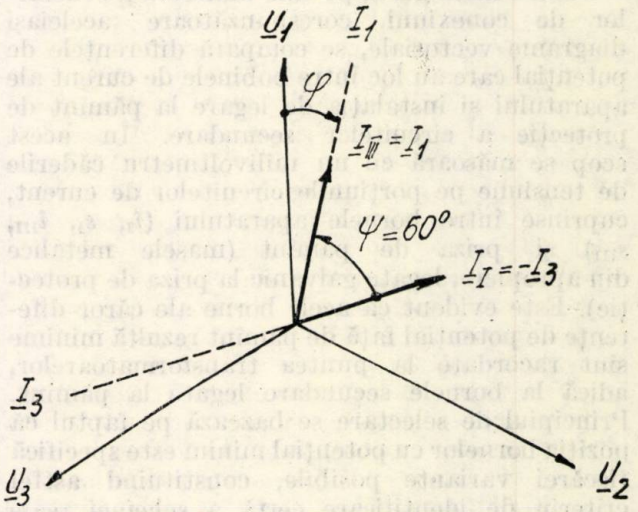


Fig. 2. Exemplu de diagramă vectorială cu mai multe variante de interpretare (la sistem de montaj cu patru fire).

de început ale primului aparat, respectiv bornele de sfîrşit ale ultimului aparat înseriat.

Adoptînd această convenţie, se pune în evidenţă mai clar faptul că schemele de principiu redate în figura 1 se regăsesc la toate circuitele de curent bifazate, indiferent de numărul aparatelor alimentate. Spre exemplificare, se prezintă în figura 3 schema de legare a circuitelor de curent pentru un grup de patru aparate de măsură.

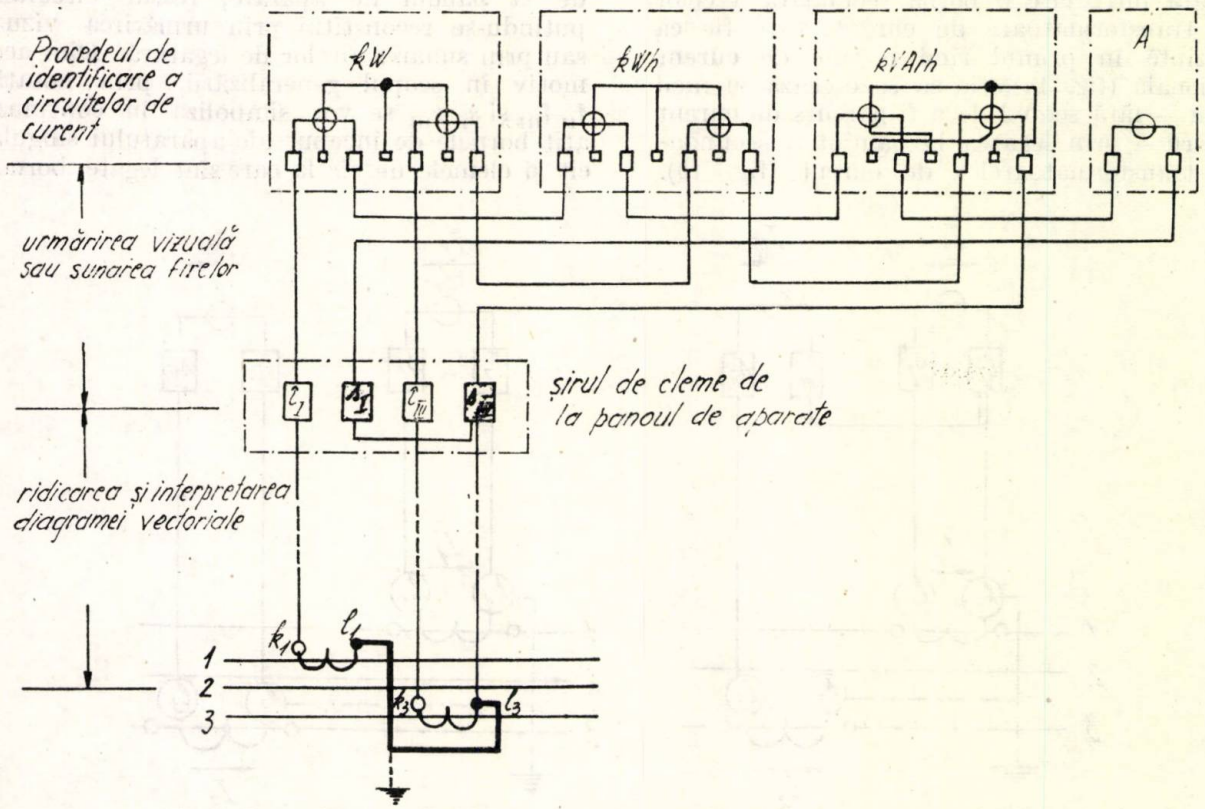


Fig. 3. Exemplificarea principiului de identificare a circuitelor de curent bifazate complexe.

Principiul metodei

Pentru distingerea pe cale indirectă a schemelor de conexiuni, corespunzătoare aceleiaşi diagrame vectoriale, se compară diferenţele de potenţial care au loc între bobinele de curent ale aparatului şi instalaţia de legare la pămînt de protecţie a circuitelor secundare. În acest scop se măsoară cu un milivoltmetru căderile de tensiune pe porţiunile circuitelor de curent, cuprinse între bornele aparatului ($\hat{\imath}_{\mathrm{I}}$, s_{I}, $\hat{\imath}_{\mathrm{III}}$, s_{III}) şi priza de pămînt (masele metalice din apropiere, legate galvanic la priza de protecţie). Este evident că acele borne ale căror diferenţe de potenţial faţă de pămînt rezultă minime sînt racordate la puntea transformatoarelor, adică la bornele secundare legate la pămînt. Principiul de selectare se bazează pe faptul că poziţia bornelor cu potenţial minim este specifică fiecărei variante posibile, constituind astfel criteriu de identificare certă a schemei reale din instalaţie.

Considerînd porţiunea de circuit redată în figura 4, căderea de tensiune minimă, u_0, se poate exprima prin relaţia:

$$u_0 = I \cdot r_c, \qquad (1)$$

în care

r_c este rezistenţa unui conductor de legătură între borna aparatului şi cea a transformatorului de curent;

I — curentul secundar care circulă prin conductorul racordat la borna transformatorului de curent, legată la pămînt.

În măsura în care se pot neglija căderile de tensiune pe legăturile de punte, rezultă tensiuni minime sensibil egale la cel mult două borne aparţinînd înfăşurărilor diferite.

Căderea de tensiune $\underline{u}_a$ pe impedanţa $\underline{z}_a$ a unei bobine ampermetrice este dată de relaţia:

$$\underline{u}_a = \underline{I} \cdot \underline{z}_a = \underline{I}(r_a + jx_a) \qquad (2)$$

Pentru celelalte două borne ale aparatului, căderea de tensiune u îndeplineşte inegalitatea:

$$\underline{u} \geqslant \underline{I}\,(r_c + \underline{z}_a) = \underline{u}_a + \underline{u}_0 = \underline{u}_{min} \qquad (3)$$

Rezultă deci că potenţialul faţă de pămînt al bornelor aparatului, neracordate prin fir direct la puntea transformatoarelor, este mai

mare ca u_0, cel puţin cu căderea de tensiune pe o bobină ampermetrică.

Valoarea eficace a tensiunii u_{min} este:

$$u_{min} = I \cdot \sqrt{(r_c + r_a)^2 + x_a^2} = I \cdot \sqrt{r_c^2 + 2k_a \cdot z_a \cdot r_c + z} \quad (4)$$

unde s-a introdus notaţia $k_a = \frac{r_a}{z_a}$ (5)

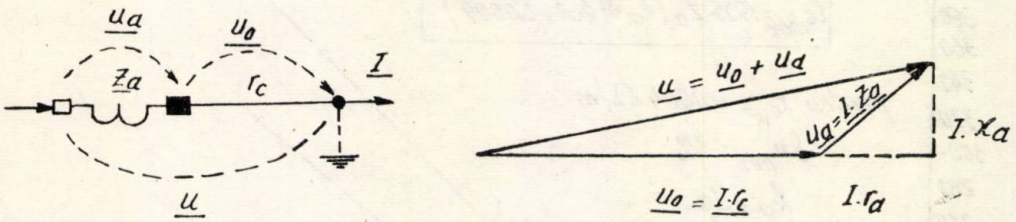


Fig. 4. Căderile de tensiune la bornele aparatului.

Fiind, evident, satisfăcută inegalitatea

$$u_{min} > u_0, \quad (6)$$

compararea potenţialelor bornelor este edificatoare în toate cazurile în care sensibilitatea măsurării permite distingerea certă a valorilor rezultate.

Limita de aplicabilitate

Pornind de la valoarea cea mai mică a tensiunii u_{min}, care se poate deosebi de u_0, se defineşte diferenţa de tensiune minimă sesizabilă prin măsurare, ca fiind:

$$\Delta u_{min} = u_{min} - u_0 \quad (7)$$

Exprimînd această diferenţă ca procent din u_0, rezultă:

$$\delta u_{min} = \frac{u_{min} - u_0}{u_0} \cdot 100 = \left(\frac{u_{min}}{u_0} - 1\right) \cdot 100 \quad (8)$$

Înlocuind valorile lui u_0 şi u_{min} cu expresiile din formulele (1) şi (4), după dezvoltarea expresiei în raport cu necunoscuta r_c, se ajunge la ecuaţia:

$$r_c^2 - \frac{2k_a \cdot z_a}{A} \cdot r_c - \frac{z_a^2}{A} = 0, \quad (9)$$

în care parametrul A are expresia:

$$A = \left(1 + \frac{\delta u_{min}}{100}\right)^2 - 1 = \frac{\delta u_{min}}{100}\left(2 + \frac{\delta u_{min}}{100}\right) \quad (10)$$

Rădăcina pozitivă a ecuaţiei, dată prin formula:

$$r_{c\,max} = z_a \cdot \frac{k_a + \sqrt{k_a^2 + A}}{A}, \quad (11)$$

exprimă limita de aplicabilitate a metodei de comparare a căderilor de tensiune.

Astfel, admiţînd o diferenţă de valoare procentuală δu_{min}, care este sesizată în mod cert de către verificator, se obţine rezistenţa maximă r_{cmax} a conductorului de legătură între aparat şi transformatoarele de curent, pînă la care rezultatele măsurării sînt edificatoare.

Lungimea maximă a cablului de circuite secundare, corespunzătoare acestei limite, se determină prin relaţia:

$$l_{cmax} = \frac{r_{cmax}}{r_{cu}} = z_a \cdot \frac{k_a + \sqrt{k_a^2 + A}}{A \cdot r_{cu}} = z_a \cdot C \quad (12)$$

în care r_{cu} este rezistenţa pe unitate de lungime (ohmi/m) a căii de curent.

În cazurile uzuale se poate admite o precizie de măsurare corespunzătoare la $\delta u_{min} = 3\%$, pentru care rezultă $A = 0{,}0609$. Luînd ca bază de calcul această valoare, în figura 5 se prezintă diagramele de variaţie a lungimii maxime în cazul cablului de cupru avînd secţiunea de 2,5 mm², în funcţie de impedanţa bobinei ampermetrice a aparatului, z_a, pentru diverse valori ale parametrului $k_a = \frac{r_a}{z_a}$.

Spre exemplu, în cazul circuitului conţinînd un singur contor de inducţie avînd $z_a = 0{,}03\ \Omega$ şi $k_a = 0{,}8$ (punctul M din diagramă), rezultă $l_{cmax} = 96$ m.

În situaţia mai multor aparate înseriate, cînd măsurările de tensiune se efectuează la şirul de cleme, lungimea cablului de circuite secundare poate fi mărită proporţional cu creşterea impedanţei circuitului în aval de punctul de măsurare. Astfel, de exemplu, pentru numai două contoare (punctul N din diagramă), limita de aplicabilitate se extinde la 192 m (neglijînd rezistenţa firelor de legătură de pe panoul de aparate).

Consideraţiile de mai sus se bazează pe ipoteza că încărcarea este echilibrată şi se

menţine uniformă în timpul măsurărilor de comparare. În cazul cel mai general trebuie avut în vedere, desigur, în afara preciziei măsurărilor, şi gradul de dezechilibru, respectiv de neuniformitate a sarcinii, prin adoptarea unei toleranţe δu_{min} corespunzător mai mari.

Aceste scheme particulare se caracterizează prin următoarele proprietăţi specifice comune:

— puntea transformatoarelor este numai de tip k_1k_3 sau l_1l_3; din care rezultă că două variante au acelaşi tip de punte;

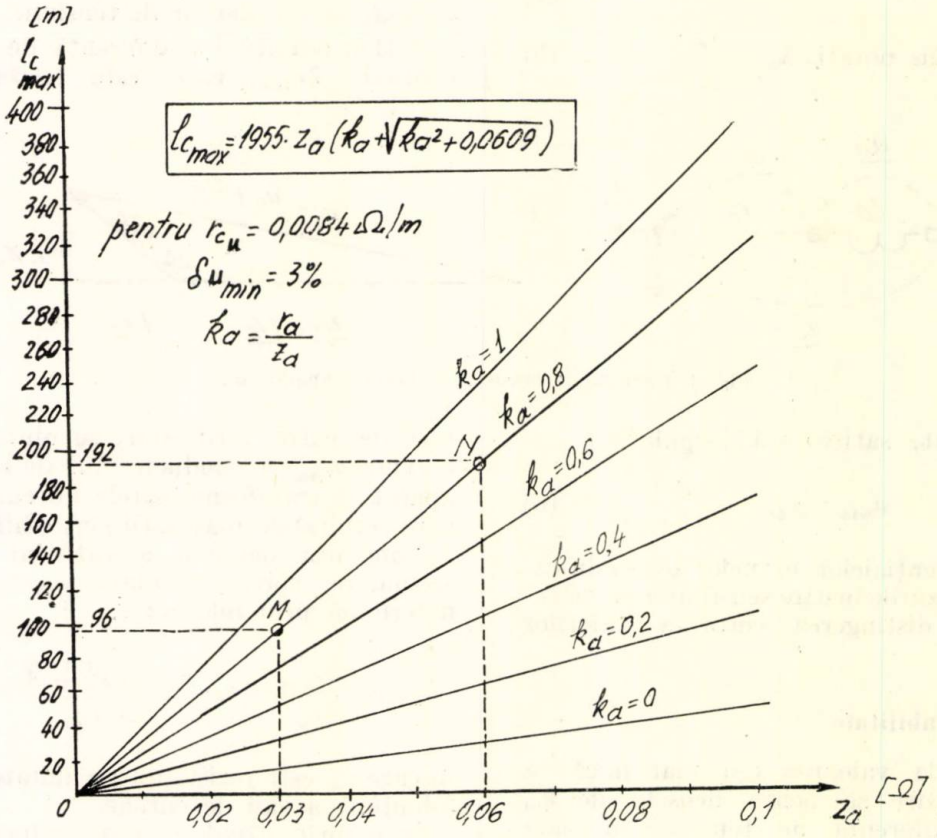


Fig. 5. Diagrama $l_{c_{max}} = f(z_a, k_a)$ pentru cablu de Cu — 2,5 mm².

Sisteme de montaj cu trei fire

În cazul folosirii schemei de racordare în stea incompletă a transformatoarelor de curent (fig. 1 *a*), legătura cu aparatul se realizează cu trei conductoare.

La acest sistem de montaj, cu ocazia interpretării diagramelor vectoriale poate să apară situaţia în care la o imagine geometrică corespund trei combinaţii vectoriale ale curenţilor de acţionare $\underline{I}_I$ şi $\underline{I}_{III}$. În cazul acestor diagrame sînt posibile trei variante de scheme, corespunzînd la trei valori ale unghiului de defazaj, care se deosebesc una faţă de cealaltă cu 60° ($\varphi_1 = \varphi$; $\varphi_3 = \varphi - 60°$; $\varphi_3 = \varphi + 60°$). Este evident că dacă unghiul de defazaj este necunoscut, sau este apreciabil numai cu o toleranţă mai mare de $\pm$ 30°, avem de-a face cu o nedeterminare.

Aceste genuri de scheme se pot recunoaşte după modul de realizare a legăturii de punte la bornele aparatului şi aspectul diagramei vectoriale, după criteriile prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Criterii de identificare a diagramelor vectoriale cu trei variante de interpretare

Caracteristica de montaj a schemei cu trei fire		Caracteristica diagramei vectoriale	
Puntea aparatului stabileşte legătura între bornele	$\hat{i}_I \hat{i}_{III}$; $s_I s_{III}$	120° ; 240°	Unghiul de decalaj Ψ
	$s_I \hat{i}_{III}$; $\hat{i}_I s_{III}$	60° ; 300°	

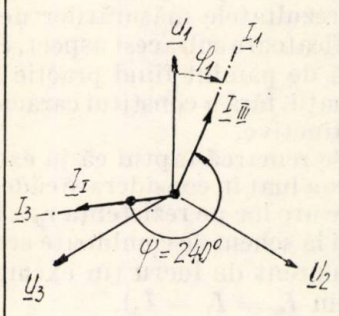
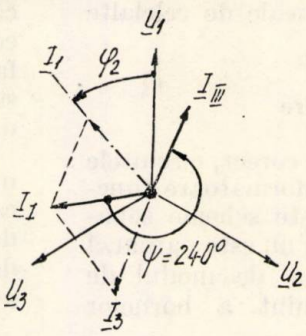
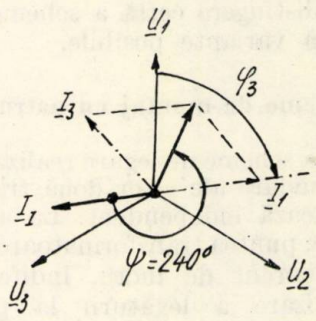
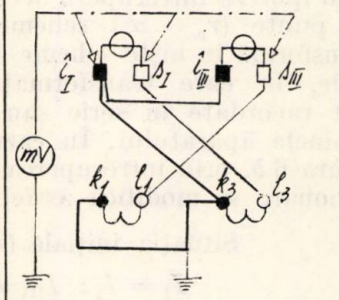
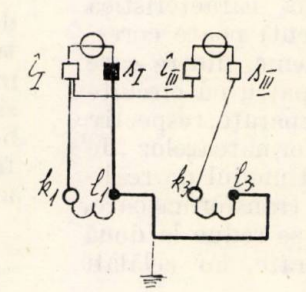
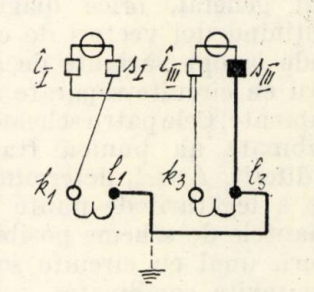
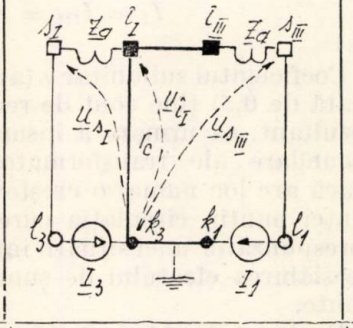
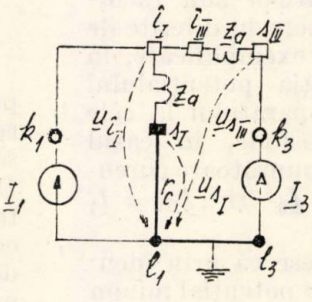
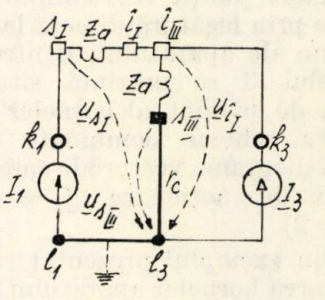
— schema cu tipul singular de punte corespunde unghiului de defazaj φ, situat în domeniul (−30°; +30°).

Cele trei scheme au totodată proprietatea distinctivă concretizată în faptul că firul care stabileşte legătura cu puntea transformatoarelor provine de la borne diferite ale aparatului. Astfel, prin găsirea bornei cu diferenţă de potenţial minim faţă de pământ, implicit se identifică şi varianta de schemă avînd borna respectivă racordată la puntea transformatoarelor de curent (legată la pământ).

Pentru exemplificare, în tabelul 2 se prezintă situaţia căderilor de tensiune în cazul variantelor

Tabelul 2

Exemplu de identificare a bornelor de potențial minim la scheme de montaj cu trei fire

Unghiul de defazaj	$\varphi_1 = \varphi$	$\varphi_2 = \varphi - 60°$	$\varphi_3 = \varphi + 60°$
Diagramele vectoriale			
Curenții de acționare	$\underline{I}_I = \underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_1$	$\underline{I}_I = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = -\underline{I}_3$	$\underline{I}_I = -\underline{I}_1$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$
Schemele de principiu			
Schemele desfășurate			
Potențialele bornelor aparatului	$\underline{u}_{t_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3).r_c = u_0$ $\underline{u}_{s_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3).r_c + \underline{I}_3 \underline{z}_a = \underline{I}_1.r_c + \underline{I}_3(z_a + r_c)$ $\underline{u}_{s_{III}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3).r_c + \underline{I}_1.\underline{z}_a = \underline{I}_1(\underline{z}_a + r_c) + \underline{I}_3.r_c$	$\underline{u}_{t_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)(\underline{z}_a + r_c)$ $\underline{u}_{s_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3).r_c = u_0$ $\underline{u}_{s_{III}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)(\underline{z}_a + r_c) + \underline{I}_3.\underline{z}_a = \underline{I}_1(\underline{z}_a + r_c) + \underline{I}_3(2\underline{z}_a + r_c)$	$\underline{u}_{t_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)(\underline{z}_a + r_c)$ $\underline{u}_{s_I} = \underline{I}_1.\underline{z}_a + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)(\underline{z}_a + r_c) = \underline{I}_1(2\underline{z}_a + r_c) + \underline{I}_3(\underline{z}_a + r_c)$ $\underline{u}_{s_{III}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3).r_c = u_0$

de scheme cu punte la aparat tip $\hat{\imath}_{\mathrm{I}}$ $\hat{\imath}_{\mathrm{III}}$, avînd diagrame vectoriale identice, caracterizate prin același unghi de decalaj $\Psi = 240°$.

Rezultă, evident, că diferența de potențial minim se măsoară la bornele diferite ale aparatului în cazul celor trei scheme ; astfel, reperarea bornei cu potențial minim constituie un mijloc de distingere certă a schemei reale de celelalte două variante posibile.

Sisteme de montaj cu patru fire

La scheme de legare realizate corect, circuitele secundare ale celor două transformatoare funcționează independent. La aceste scheme separate, puntea transformatoarelor nu este parcursă de curent de lucru, indiferent de modul de realizare a legăturii la pămînt a bornelor secundare.

Există însă și variante de scheme combinate la care — datorită conexiunii greșite — puntea transformatoarelor devine o ramură comună de închidere a curenților din circuitele secundare ale celor două transformatoare de curent.

Situația reală a legăturilor ascunse nu poate fi pusă în evidență în mod univoc prin interpretarea diagramei vectoriale. Într-adevăr, în cazul general, orice diagramă caracteristică (conținînd doi vectori de curent) poate corespunde la opt variante de scheme, dintre care patru cu circuite separate și patru cu circuite combinate. Cele patru scheme separate, respectiv combinate au puntea transformatoarelor de tip diferit. Astfel, determinînd modul de realizare a legăturii de punte la transformatoare, variantele de scheme posibile se reduc la două cazuri, unul cu circuite separate, iar celălalt cu circuite combinate.

Identificarea legăturii de pămîntare se bazează pe faptul că în cele patru variante de scheme de același tip (fie separate, fie combinate), capetele punții transformatoarelor sînt racordate prin legătură directă la perechi diferite de borne ale aparatului. Pentru exemplificare, în tabelul 3 se prezintă situația potențialului față de pămînt al bornelor aparatului la cele patru scheme combinate posibile, în cazul unei diagrame vectoriale corespunzătoare curenților de acționare $\underline{I}_{\mathrm{I}} = -\underline{I}_3$ și $\underline{I}_{\mathrm{III}} = \underline{I}_1$ (fig. 2).

Din exemplul prezentat reiese că prin identificarea bornelor aparatului cu potențial minim față de pămînt se determină implicit și puntea transformatoarelor, respectiv schema de conexiuni corespunzătoare.

Extinzînd acest criteriu de identificare a tipului de punte la transformatoare la toate diagramele caracteristice, rezultă cheia de interpretare generală, redată în tabelul 4.

Trebuie avut în vedere însă faptul că măsurarea căderii de tensiune nu poate scoate în evidență dacă schema cu puntea transformatoarelor identificată este separată sau combinată, sau — mai simplu — la care dintre cele două capete ale punții sînt racordate firele de legătură provenite de la bornele aparatului cu potențial minim.

Din exemplul prezentat în figura 6 se observă că rezultatele măsurărilor de potențial nu sînt edificatoare sub acest aspect, căderile de tensiune față de pămînt fiind practic identice în ambele situații, fără a constitui caracteristici funcționale distinctive.

Se remarcă faptul că în exemplele prezentate nu s-a luat în considerare căderea de tensiune u_p, care are loc pe rezistența r_p a legăturii de punte, deși la schemele combinate aceasta este parcursă de curent de lucru (în exemplul din figura 6 b avem $\underline{I}_p = \underline{I}_1 - \underline{I}_3$).

Această simplificare este justificată prin faptul că în situația integrității căilor de curent este îndeplinită inegalitatea :

$$r_p \ll r_c \tag{13}$$

și deci se poate admite aproximația :

$$\underline{u}_p = \underline{I}_p \cdot r_p \approx 0 \tag{14}$$

În ipoteza întreruperii accidentale a legăturii de punte ($r_p = \infty$) schemele combinate se transformă în niște scheme de conexiuni anormale, în care transformatoarele de curent sînt racordate în serie sau în opoziție, prin bobinele aparatului. În cazul exemplului din figura 6 *b*, prin întreruperea punții curenții de acționare se modifică astfel :

Situația inițială ($r_p = 0$) :

$$\underline{I}_{\mathrm{I}} = \underline{I}_1 \; ; \; \underline{I}_{\mathrm{III}} = \underline{I}_3$$

Situația după întreruperea punții :

$$(r_p = \infty)$$

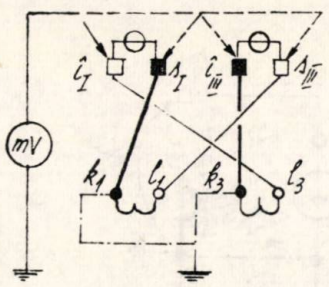
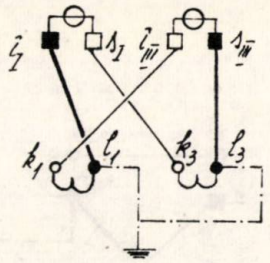
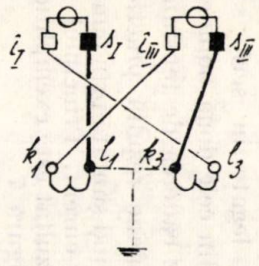
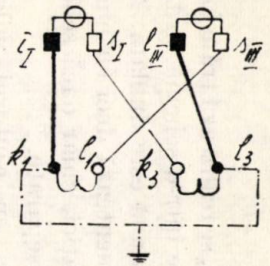
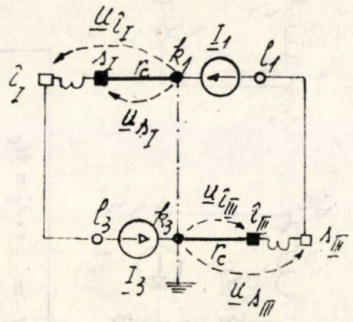
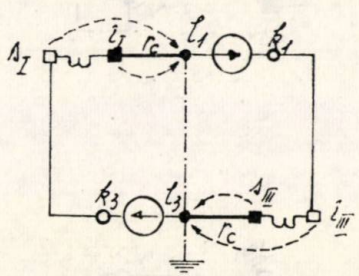
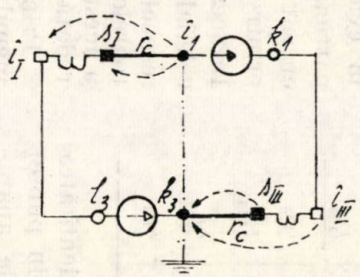
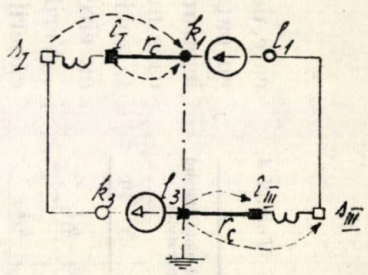
$$\underline{I}_{\mathrm{I}} = \underline{I}_{\mathrm{III}} = \lambda\,(\underline{I}_1 - \underline{I}_3)$$

Coeficientul subunitar λ (avînd valoarea apropiată de 0,5) ține cont de reducerea curentului rezultant, ca urmare a însumării impedanțelor secundare ale transformatoarelor de curent. Dacă are loc numai o creștere limitată a rezistenței punții, circulația curenților se modifică corespunzător unei situații intermediare, funcție de slăbirea efectului de șuntare a legăturii de punte.

Pentru a preîntîmpina orice perturbare funcțională cauzată de o cale de închidere parazită a curenților de lucru, este indicată separarea completă a circuitelor. Pentru acest lucru ar fi necesară cunoașterea certă a caracterului combinat sau separat al schemei, informație care însă — așa cum s-a văzut mai înainte — nu se poate obține prin măsurări de tensiune efectuate la bornele aparatului. O măsură de siguranță,

Schemele combinate corespunzătoare curenților de acționare $\underline{I}_1 = -\underline{I}_3$ și $\underline{I}_{III} = \underline{I}_1$

Tabelul 3

Puntea transformatoarelor	$k_1 k_3$	$l_1 l_3$	$l_1 k_3$	$k_1 l_3$
Schemele de principiu				
Schemele desfășurate				
Potențialele bornelor aparatului	$\underline{u}_{i_I} = \underline{I}_3 (\underline{z}_a + r_c)$ $\boxed{\underline{u}_{s_I} = \underline{I}_3 \cdot r_c = u_0}$ $\boxed{\underline{u}_{i_{III}} = \underline{I}_1 \cdot r_c = u_0}$ $\underline{u}_{s_{III}} = \underline{I}_1 (\underline{z}_a + r_c)$	$\boxed{\underline{u}_{i_I} = \underline{I}_3 \cdot r_c = u_0}$ $\underline{u}_{s_I} = \underline{I}_3 (\underline{z}_a + r_c)$ $\underline{u}_{i_{III}} = \underline{I}_1 (\underline{z}_a + r_c)$ $\boxed{\underline{u}_{s_{III}} = \underline{I}_1 \cdot r_c = u_0}$	$\underline{u}_{i_I} = \underline{I}_3 (\underline{z}_a + r_c)$ $\boxed{\underline{u}_{s_I} = \underline{I}_3 \cdot r_c = u_0}$ $\underline{u}_{i_{III}} = \underline{I}_1 (\underline{z}_a + r_c)$ $\boxed{\underline{u}_{s_{III}} = \underline{I}_1 \cdot r_c = u_0}$	$\boxed{\underline{u}_{i_I} = \underline{I}_3 \cdot r_c = u_0}$ $\underline{u}_{s_I} = \underline{I}_3 (\underline{z}_a + r_c)$ $\boxed{\underline{u}_{i_{III}} = \underline{I}_1 \cdot r_c = u_0}$ $\underline{u}_{s_{III}} = \underline{I}_1 (\underline{z}_a + r_c)$

Tabelul 4

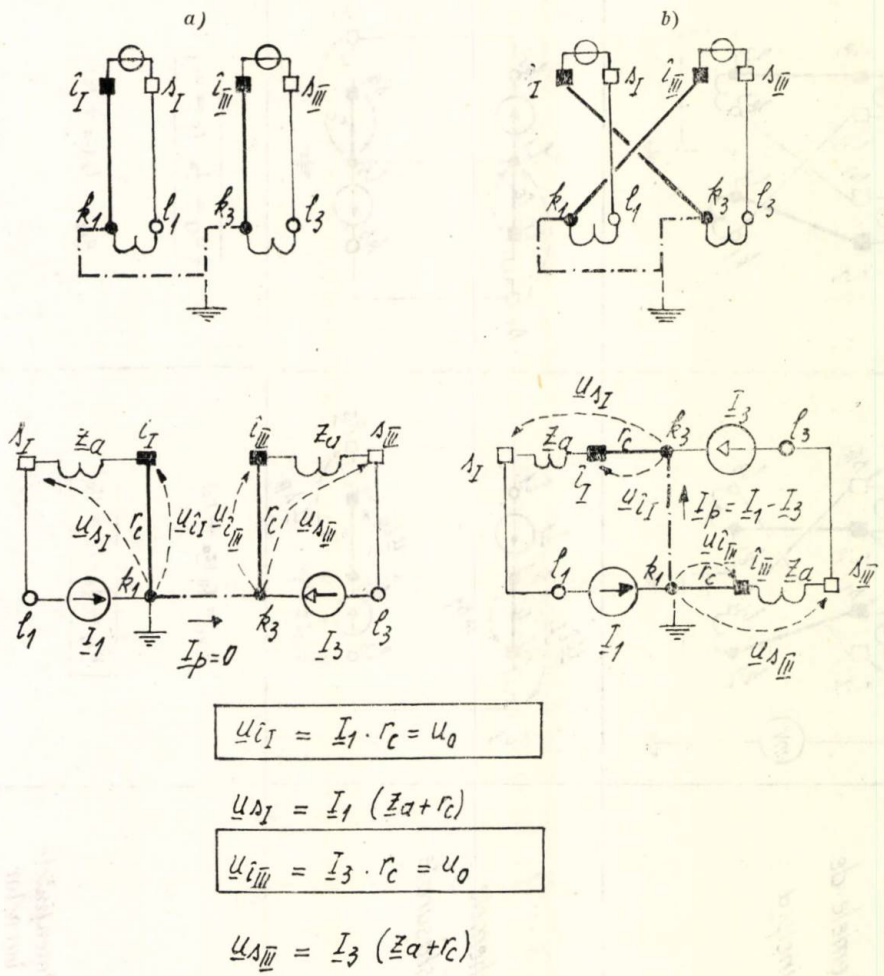
Cheie de interpretare

Expresia curenților de acționare		Tipul punții transformatoarelor în cazul potențialului minim la perechea de borne ale aparatului			
$\underline{I}_{I}$	$\underline{I}_{III}$	i_I; i_{III}	s_I; s_{III}	s_I; i_{III}	i_I; s_{III}
I_1	I_3	k_1k_3	l_1l_3	l_1k_3	k_1l_3
I_1	$-I_3$	k_1l_3	l_1k_3	l_1l_3	k_1k_3
$-I_1$	I_3	l_1k_3	k_1l_3	k_1k_3	l_1l_3
$-I_1$	$-I_3$	l_1l_3	k_1k_3	k_1l_3	l_1k_3
I_3	I_1	k_1k_3	l_1l_3	k_1l_3	l_1k_3
I_3	$-I_1$	l_1k_3	k_1l_3	l_1l_3	k_1k_3
$-I_3$	I_1	k_1l_3	l_1k_3	k_1k_3	l_1l_3
$-I_3$	$-I_1$	l_1l_3	k_1k_3	l_1k_3	k_1l_3

care elimină nedeterminarea privind identitatea schemei constă în unirea galvanică (prin punte) a capetelor legăturilor de la bornele aparatului avînd potențiale minime, operație prin care, de fapt, se realizează transformarea schemei cu patru fire într-o schemă cu trei fire, la care legătura comună este dublată. Această modificare nu influențează deci cu nimic funcționalitatea instalației, chiar dacă schema reală ar fi cu circuite separate.

Verificarea cu ajutorul milivoltmetrului a căderii de tensiune pe bobinele aparatului (între bornele aceloraşi sisteme active) pune în evidență erorile de conexiune în situația particulară în care cele două transformatoare de curent sînt legate în serie sau în opoziție printr-una din cele două bobine ampermetrice. În acest caz căderea de tensiune între bornele celeilalte bobine rezultă practic nulă, bobina respectivă fiind șuntată prin puntea transformatoarelor de curent. Principiul de interpretare a acestui rezultat este exemplificat prin schema redată în figura 7.

Prin ridicarea diagramei vectoriale, fenomenul se traduce prin apariția pe planul de reprezentare a unui singur vector, corespun-



$$\underline{U}_{\hat{i}_I} = \underline{I}_1 \cdot r_c = U_0$$

$$\underline{U}_{s_I} = \underline{I}_1 (\underline{Z}_a + r_c)$$

$$\underline{U}_{\hat{i}_{III}} = \underline{I}_3 \cdot r_c = U_0$$

$$\underline{U}_{s_{III}} = \underline{I}_3 (\underline{Z}_a + r_c)$$

Fig. 6. Variante de scheme corespunzătoare pentru punte tip k_1k_3 și curenți de acționare $\underline{I}_I = \underline{I}_1$; $\underline{I}_{III} = \underline{I}_3$.
a – schemă separată; *b* – schemă combinată.

zător curentului de acționare rezultant, care circulă prin bobina neșuntată.

Regimul de funcționare anormal al transformatoarelor de curent legate în serie sau în opoziție se poate deci depista și elimina înaintea ridicării cu potențial minim și modul de realizare a legăturii la pământ a transformatoarelor de curent, principiul de selectare descris completează metoda de reconstituire a circuitelor secundare de curent, bazată pe interpretarea

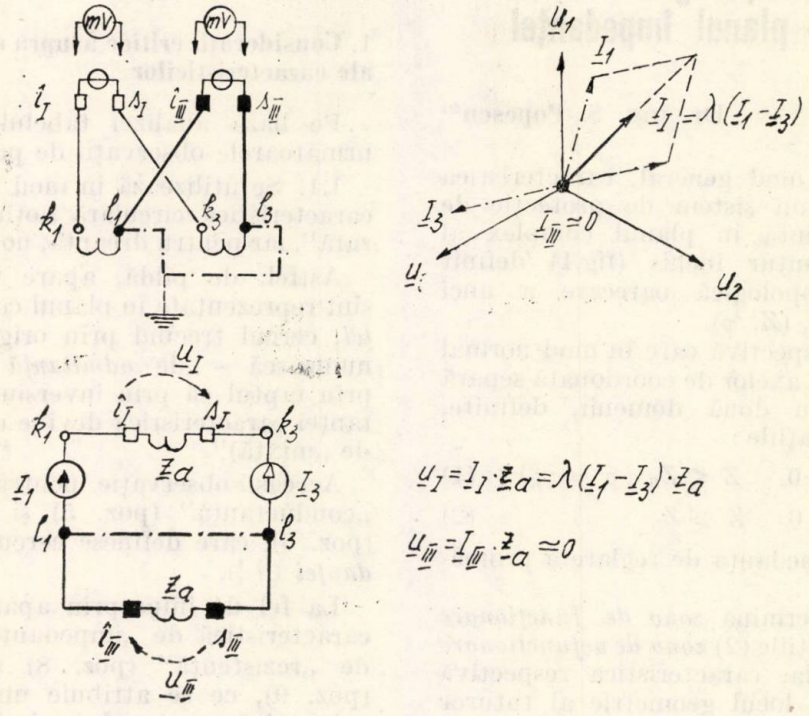


Fig. 7. Identificarea șuntării bobinei de curent a aparatului.

diagramei vectoriale, în acest scop fiind suficientă inversarea legăturilor la două borne ale aparatului aparținînd bobinelor ampermetrice diferite.

Se menționează faptul că o verificare preliminară a căderilor de tensiune la bornele aparatului este utilă și în sensul că pune în evidență, înaintea ridicării diagramei vectoriale, existența unor eventuale deranjamente sau regimuri anormale de funcționare. În primul rînd, din punctul de vedere al securității muncii, prezintă importanță depistarea existenței de la bun început a întreruperii accidentale a circuitelor secundare de curent, situație în care, în afara supraîncălzirii transformatoarelor de curent, apar tensiuni de atingere periculoase pentru verificator. Aceste supratensiuni se regăsesc ca diferențe de potențial de ordinul a zeci sau sute de volți (funcție de încărcarea transformatoarelor de curent), între bornele aparatului aparținînd sistemelor de acționare diferite.

Concluzii

Utilizînd corelația existentă între combinația de poziții ale bornelor ampermetrice diagramei vectoriale. Prin identificarea unor caracteristici de montaj ascunse (inaccesibile în timpul funcționării), cum este tipul punții transformatoarelor, compararea căderilor de tensiune permite rezolvarea unor cazuri de nedeterminare în interpretarea diagramei, asigurînd astfel o totală independență a verificării circuitelor secundare de programarea reviziei (întreruperii) instalațiilor primare. În cazul încărcării echilibrate procedeul conferă rezultate certe și concludente în întreaga plajă de lungimi uzuale ale circuitelor secundare.

Verificarea tensiunilor la bornele de curent ale aparatelor, în afara furnizării unor informații privind datele de montaj, pune în evidență de la bun început existența eventualelor deranjamente (întreruperi de circuit) sau regimuri anormale de funcționare (în serie, respectiv în opoziție) ale transformatoarelor de curent.

Bibliografie

[1] Kerekes, I. și Lokodi, Z. *Montarea corectă a contoarelor electrice trifazate*. Editura tehnică, București, 1975.

[2] Drăgan, St. *Exploatarea și întreținerea transformatoarelor de măsură*. Editura tehnică, București, 1969.

(Articol intrat în redacție la 28 aprilie 1976)

Considerații critice asupra denumirii diverselor forme topologice de măsurare în planul impedanței (admitanței)

Dr. ing. S. Popescu*)

Tratată într-un mod general, caracteristica de măsurare a unui sistem de protecție de distanță**) reprezintă în planul complex al impedanței un contur închis (fig.1) definit printr-o formă topologică oarecare a unei funcții analitice $F_0\,(Z,\,\varphi)$.

Caracteristica respectivă care în mod normal cuprinde și originea axelor de coordonată separă planul complex în două domenii, definite, de exemplu, de relațiile :

$$F_0\,(Z,\,\varphi) \geqslant 0 \qquad Z \leqslant Z_R\ (\varphi = \varphi_R) \qquad (1)$$

$$F_0\,(Z,\,\varphi) < 0 \qquad Z > Z_R \qquad (2)$$

în care Z_R este impedanța de reglare a protecției.

Relațiile (1) determină *zona de funcționare* a protecției, iar relațiile (2) *zona de nefuncționare* (blocare) a acesteia, caracteristica respectivă reprezentînd, deci, locul geometric al tuturor punctelor de discontinuitate în funcționarea protecției de distanță.

Pînă nu demult în tehnica acestui tip de protecție la alcătuirea caracteristicilor de măsurare s-au folosit numai două forme topologice simple : *dreapta* și *cercul*, eventual unele combinații logice între acestea (poligon, cerc obturat sau extins etc.). Aceste caracteristici au căpătat

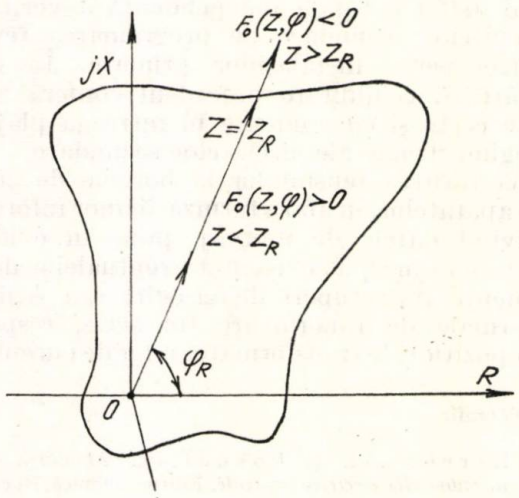


Fig. 1

*) Dr ing. Stelian Popescu este conferențiar la Facultatea de Automatică, Institutul politehnic București.

**) Se folosește deocamdată noțiunea unanim acceptată de „protecție de distanță", asupra căreia se va reveni.

diverse denumiri [1], unanim acceptate în tehnica mondială (tabelul 1), denumiri care, cel puțin în stadiul actual al tehnicii, sînt depășite.

1. Considerații critice asupra denumirilor actuale ale caracteristicilor

Pe baza analizei tabelului 1 se pot face următoarele observații de principiu :

1.1. Se utilizează în mod nejustificat pentru caracteristica circulară noțiunea de „generalizată", iar pentru dreaptă, noțiunea de „mixtă".

Astfel, de pildă, apare nenormal ca, deși sînt reprezentate în planul complex al *impedanței*, cercul trecînd prin origine (poz. 4) să se numească — „de *admitanță* mixtă"(!) numai prin faptul că prin inversiune în planul admitanței caracteristica devine o *dreaptă* (noțiunea de „mixtă)".

Aceeași observație pentru caracteristica de „conductanță" (poz. 5) și de „susceptanță" (poz. 6), care definesc cercuri în planul *impedanței* (? !).

La fel de impropriu apar și denumirile de caracteristică de „impedanță mixtă" (poz. 7), de „rezistență" (poz. 8) și de „reactanță" (poz. 9), ce se atribuie unor cercuri trecînd prin *originea planului admitanței*.

1.2. Caracteristicile de la pozițiile 1, 2 și 3 (cercuri oarecare atît în planul Z cît și în planul Y) sînt privilegiate a avea cîte două denumiri numai prin faptul că prin inversiune rămîn tot cercuri (noțiunea de „generalizată").

1.3. Releele direcționale, definite de drepte trecînd prin origine, au fost în mod corect încadrate în familia releelor de impedanță [1] justificat de faptul că aceste caracteristici (poz. 10, 11 și 12) reprezintă cazuri particulare de poziție (trec prin origine) ale caracteristicilor de „impedanță mixtă" (poz. 7), de „rezistență" (poz. 8), respectiv de „reactanță" (poz. 9).

Trebuie remarcat însă că noțiunile de releu „direcțional de putere" (mixtă, activă sau reactivă) sau „wattmetric", respectiv „varmetric", legate de faptul că modelarea fizică a unor asemenea elemente a fost inițial obținută pe baza puterii electrice, sînt complet neadecvate sau, în orice caz, depășite. Această afirmație poate fi sprijinită și prin următoarele argumente :

a) Introducerea unui cuplu antagonist M_r de o valoare apreciabilă la releele care funcționează pe baza măsurării puterii, adică la care cuplul activ este :

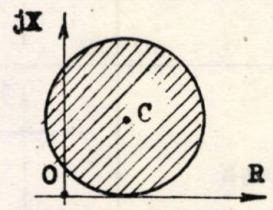
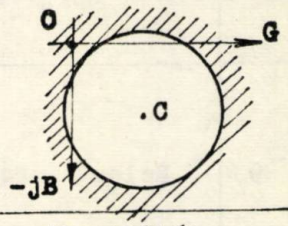
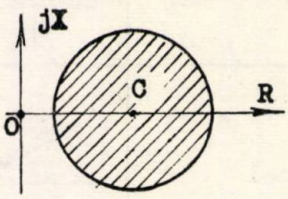
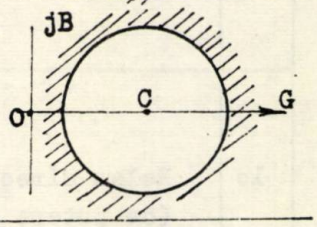
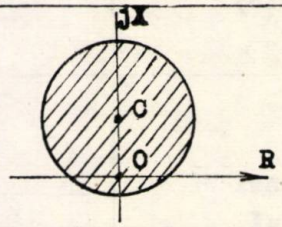
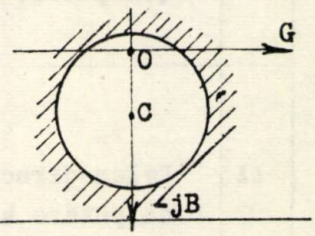
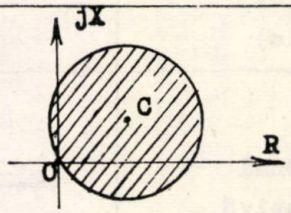
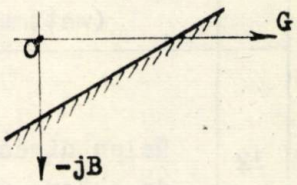
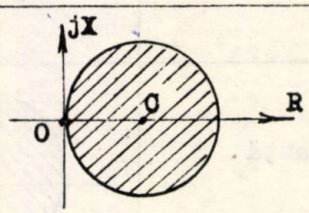
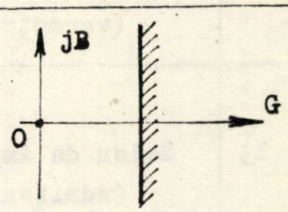
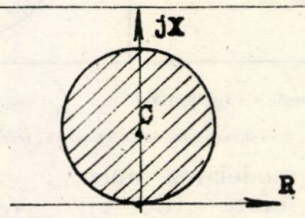
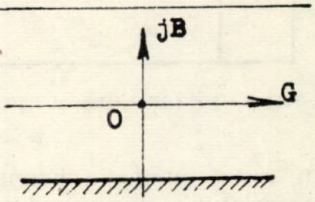
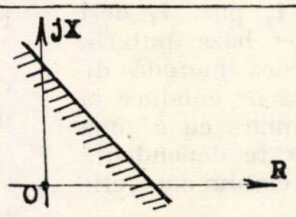
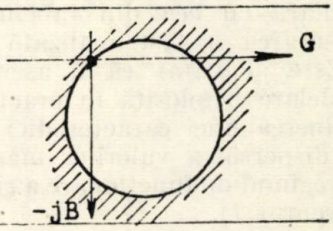
$$M_a = KU \cdot I \cos(\varphi + \alpha) \geqslant M_r, \qquad (3)$$

face ca dreapta de măsurare să se deplaseze în raport cu originea la o distanţă ce creşte proporţional cu valoarea cuplului M_r şi invers proporţional cu pătratul curentului (I^2).

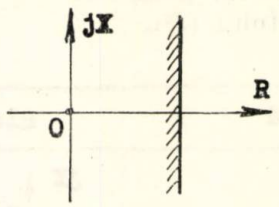
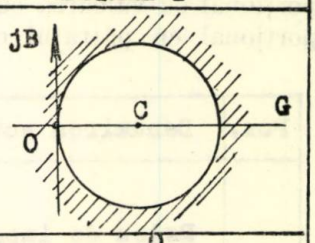
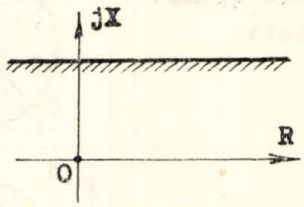
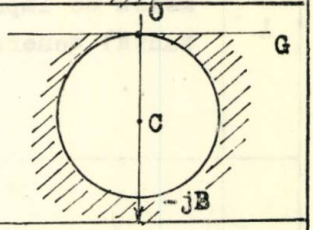
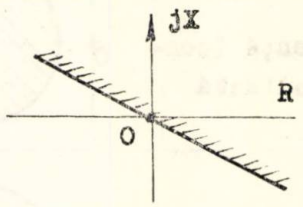
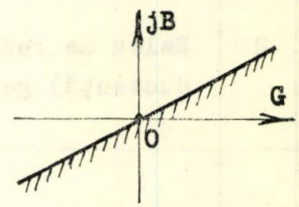
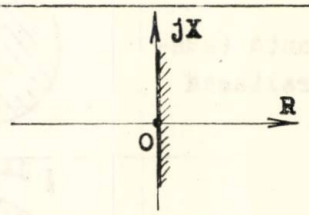
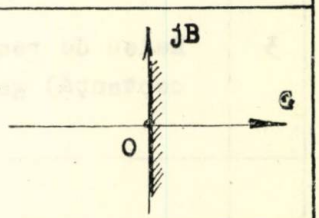
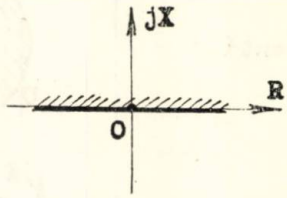
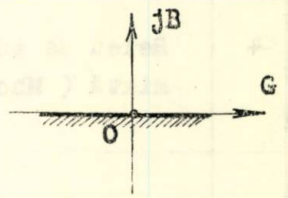
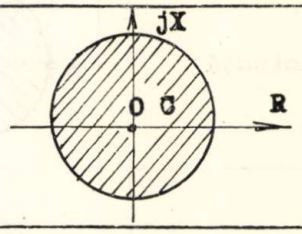
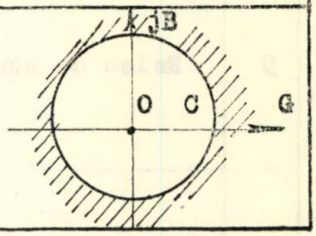
Într-adevăr, împărţind relaţia (3) cu I^2, se obţine

$$Z \cos(\varphi + \alpha) \geq \frac{M_r}{I^2} \qquad (4)$$

Tabelul 1

Poz.	Denumirea actuală	Planul Z	Planul Y
1	Releu de impedanţă (admitanţă) generalizată		
2	Releu de rezistenţă (conductanţă) generalizată		
3	Releu de reactanţă (susceptanţă) generalizată		
4	Releu de admitanţă mixtă (Mho)		
5	Releu de conductanţă		
6	Releu de susceptanţă		
7	Releu de impedanţă mixtă (Ohm)		

(continuare tabelul 1)

Poz.	Denumirea actuală	Planul Z	Planul Y
8	Releu de rezistenţă		
9	Releu reactanţă		
10	Releu direcţional (de putere mixtă)		
11	Releu direcţional de putere activă (wattmetric)		
12	Releu direcţional de putere reactivă (varmetric)		
13	Releu de impedanţă (admitanţă)		

Notă. Tabelul a fost preluat întocmai după [1], unde s-a considerat $B = +\frac{X}{Z^2}$, respectiv $Y = G - jB$, caz în care punctele din cadranul I sau II al planului Z se regăsesc, prin inversiune, în cadranul IV, respectiv III al planului Y, şi invers.

În acest mod se asigură modelarea unei caracteristici „de impedanţă mixtă" (fig. 2) similară cu cea din tabelul 1, poz. 7, deşi măsurarea a fost realizată pe baza puterii.

Este adevărat că o asemenea metodă de modelare nefolosită în practică ar conduce la obţinerea unei caracteristici liniare cu o zonă de dispersie a valorilor măsurate dependentă de regimul de funcţionare a sistemului energetic (curentul I).

b) În prezent, releele direcţionale moderne, (de exemplu RDc — 3 — ICEMENERG) sînt realizate pe baza altor principii de măsurare *.

Se poate conchide, deci, că este neraţional ca o caracteristică să fie definită pe baza modului de modelare fizică a acesteia.

---

* De exemplu, metoda comparaţiei de amplitudine a fazorilor $F_{12} = \underline{U} \pm \underline{I}$

Aşadar, atîta timp cît se are în vedere realizarea unui element constitutiv al unei protecţii de impedanţă, noţiunea de „releu direcţional de putere" trebuie exclusă.

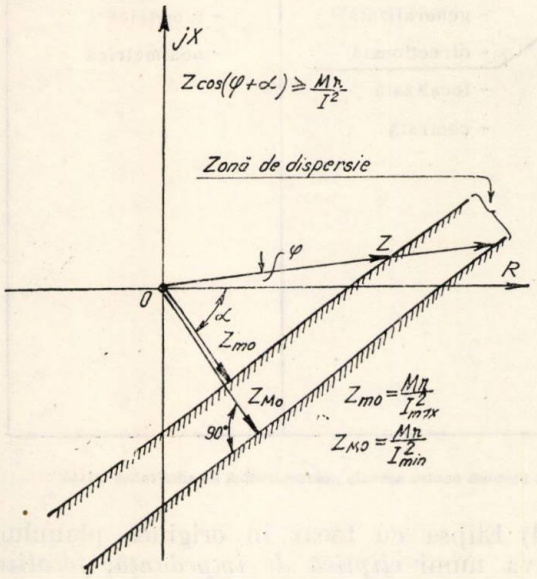


Fig. 2

1.4. În privinţa sistemelor de protecţie în ansamblul lor, trebuie arătat că denumirea de „protecţie de distanţă" este utilizată în mod curent în tehnica mondială, în timp ce aceea de „protecţie de impedanţă", după părerea autorului incomparabil mai adecvată, se foloseşte din ce în ce mai rar.

Într-adevăr, noţiunea de „distanţă" a fost adoptată în locul celei de „impedanţă" numai datorită faptului că cele două mărimi fizice sînt considerate proporţionale.

Trebuie remarcat faptul că acest considerent este valabil numai în cadrul următoarelor condiţii restrictive :

a) Reţeaua nu prezintă în zona de măsurare nici un nod sau ramificaţie în care să existe o injecţie de putere (curenţi de supralimentare a defectului), condiţie valabilă de obicei numai în treapta I a protecţiei de impedanţă.

b) Scurtcircuitul să fie metalic (fără arc electric).

c) Sarcina pe linie să fie nulă (impedanţă de sarcină infinită).

Dacă se poate obiecta că condiţia de la punctul c) are un caracter teoretic, iar în privinţa celei de la punctul b), că se pot lua unele măsuri de compensare * , condiţia a) este categorică şi din ea rezultă că orice dependenţă prezumată a distanţei faţă de impedanţa măsurată are în vedere *numai un anumit regim de funcţionare a reţelei* (anumite valori pentru curenţii de scurtcircuit, respectiv pentru coeficienţii de ramificaţie —de supraalimentare).

În definitiv, pentru un regim oarecare de funcţionare a unei reţele, deci pe baza unei diagrame de variaţie a curentului de scurtcircuit bine stabilită, o valoare determinată a *curentului* măsurat reflectă în mod biunivoc *distanţa* pînă la locul defectului * .

Este adevărat că, de exemplu, în cazul protecţiilor maximale de curent influenţele factorilor de mai sus asupra măsurării distanţei pînă la locul de defect sînt mai mari decît în cazul protecţiei de impedanţă ; totuşi autorul consideră că aspectul cantitativ nu trebuie să prevaleze în menţinerea denumirii de *protecţie de distanţă* dată protecţiei de impedanţă.

Un argument în plus care pledează pentru această concluzie este şi acela că toate celelalte protecţii electrice cunoscute sînt definite în raport cu mărimea electrică măsurată (de exemplu de curent, de tensiune etc.), şi nu cu o mărime neelectrică (de distanţă).

2. Propuneri asupra denumirii caracteristicilor de măsurare

În cele ce urmează vor fi prezentate o serie de criterii de definire mai logice (după părerea autorului) şi în orice caz într-o formă omogenă şi nelimitativă.

Această propunere apare cu atît mai necesară cu cît în prezent, datorită exigenţelor sporite impuse protecţiilor de impedanţă, s-au realizat noi tipuri de protecţie folosind forme topologice noi ale caracteristicilor în planul impedanţei [2], [3], [4]).

În acest sens se propune (tabelul 2) :

2.1. Caracteristica să fie denumită printr-un termen care să definească forma ei topologică. De exemplu : caracteristică *liniară*, *circulară*, *eliptică*, *hiperbolică*, *cardioidă* etc.

2.2. Să se folosească un al doilea termen care să precizeze planul în care sînt considerate caracteristicile respective. De exemplu, vor fi caracteristici *de impedanţă*, de *admitanţă*, iar în cazul în care caracteristica prezintă simetrie faţă de una din axele de coordonate, să poată fi numită de *reactanţă* şi de *rezistenţă*, respectiv de *susceptanţă* sau de *conductanţă*.

2.3. În sfîrşit, dacă este necesar, se va utiliza şi un termen care să definească poziţia caracteristicii în planul respectiv. Astfel :

a) Dacă caracteristica este oarecare în planul de definire, se poate numi fie *generalizată*, fie, prin lipsa acestui termen, se va subînţelege că are o poziţie oarecare în planul respectiv.

b) Dacă caracteristica trece prin origine, indiferent de forma ei, se va numi *direcţionată*,

* Numai admiţînd că impedanţa arcului este pur rezistivă.

* Bineînţeles, cu aceleaşi condiţii impuse şi protecţiei de impedanţă, şi totuşi nimeni nu s-a gîndit să denumească protecţia maximală de curent — protecţie de distanţă.

Tabelul 2

Tip (formă topologică)	Plan	Poziţie generală	Poziţie specială
Caracteristică			
- liniară	- impedanţă	- generalizată[x)]	- simetrică[x)]
- circulată	- rezistenţă	- direcţionată	- nesimetrică
- eliptică	- reactanţă	- focalizată	
- parabolică	de - admitanţă	- centrată	
- hiperbolică	- conductanţă		
- drepte concurente	- susceptanţă		
- concoidă			
- cardioidă			
- melc			
.....			
.....			
(rubrică deschisă)			

* Termenul poate fi eliminat, subînţelegîndu-se. A fost subliniată ca exemplu denumirea propusă pentru actuala „caracteristică de admitanţă mixtă".

întrucît protecţia respectivă funcţionează unidirecţional.

Noţiunea de „direcţionată" apare logică şi prin similitudinea care există între aceste tipuri de caracteristici şi cele folosite la antenele de radioemisie (recepţie) .

c) Dacă caracteristica posedă un focar şi acesta este plasat în origine, ea se va numi *focalizată*.

d) Dacă caracteristica posedă un centru şi acesta este plasat în origine, ea se va numi *centrată*.

*

Termenii de definire a poziţiei în plan nu sînt limitativi, ci ei pot să apară şi să fie utilizaţi în măsura în care aceştia oferă un plus de informaţie. De exemplu, se poate folosi noţiunea de *simetrică* sau *nesimetrică*, în raport cu originea planului Z sau Y etc.

2.4. Propunerile prezentate sînt sintetizate în tabelul 2, care nu este limitativ.

Conform acestor criterii de definire, în continuare se vor da cîteva exemple de denumiri propuse pentru o serie de caracteristici :

a) Caracteristica denumită în prezent „de admitanţă mixtă" (tabelul 1, poz. 4) se va numi *circulară de impedanţă, direcţionată*, respectiv *liniară de admitanţă (generalizată)*.

b) Caracteristica denumită „direcţională de putere reactivă" (tabelul 1, poz. 12) se va numi *liniară de reactanţă direcţionată*.

c) Caracteristica „de reactanţă (susceptanţă) generalizată" (tabelul 1, poz. 3) se va numi *circulară de reactanţă (susceptanţă)*.

d) Elipsa cu focar în originea planului Z se va numi *eliptică de impedanţă, focalizată*.

e) Caracteristica „de impedanţă" * se va numi *circulară de impedanţă centrată*, etc.

*

În sfîrşit, pe baza celor arătate mai sus, ar trebui să se folosească, în locul denumirii de „protecţie de distanţă", denumirea generală de *protecţie de impedanţă*, eventual, mai precis, *protecţia minimală de impedanţă*.

Bibliografie

[1] Mihăileanu, C. *O metodă de prezentare unitară a releelor de protecţie de distanţă*. În: Energetica nr. 1, 1961.

[2] Popescu, S. *Tipuri noi de protecţie de distanţă tranzistorizate cu caracteristici universale*. Teză de doctorat, IPB, 1971.

[3] Popescu, S. *Contributions pour de nouvelles caractéristiques des systèmes de protection à distance*. Serie Electrotehnique et Energetique, Ed. Acad. R.S.R., Tome 17—3/72.

[4] Penescu, C. *Sisteme de protecţie de distanţă*. Ed. Acad. R.S.R., 1972.

(Articol intrat în redacţie la 9 februarie 1976)

* Trebuie observat că actuala informaţie este incompletă, denumirea fiind adoptată convenţional pentru cercul cu centrul în originea planului Z, care a fost folosit în realizarea primelor relee de impedanţă.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.21.519.2

Дякон, Ал., Сетяну, И. и *Попа, Р.:* **Определяющая модель по оптимизации эксплуатации каскад на гидроэлектростанциях**

Представлена одна математическая комплексная модель в определяющем варианте по вопросам гидроэнергетических оптимизаций гидроэлектростанций в каскаде, имея объединенные озера. Допуская конечные объемы в озерах, такие как параметры и максимизация энергетического значения энергии нетто, реализованной как объективная функция, определяется путем дискретного процесса неусловной оптимизации значений, приводящих к самым выгодным решениям.

Energetica 24 (1976), No 11, стр. 389–395

ДК 621.181.02.004.1

Няга, К.: **Определение коэффициента полезного действия парового котла в соответствии с рекомендациями ИСО**

Energetica 24 (1976), No 11, стр. 395–399

ДК 621.311.2

Бухуш, П., Киуцэ, И. Н., и *Иордаке, М.:* **Соображения, касающиеся уровня и расстояния изоляции для станций 110—765 кв**

Анализируются сравнительно предвидения норм различных стран и последние рекомендации Международной Электротехнической Комиссии.

Energetica 24 (1976), No 11, стр. 399–405

ДК 621.311.1

Ивашку, К., Немеш, М. и *Велическу, К.:* **Вопросы, касающиеся автоматизации в сетях среднего напряжения при переходе от функционирования с изолированной нейтралью на функционирование с нейтралью обработанной через сопротивление**

На основе анализов требований, предъявленных к схеме автоматизации в сетях среднего напряжения, авторы предлагают самое подходящее решение на переход сети из режима работы с изолированным режимом на режим работы с нейтралью, обработанной через сопротивление.

Energetica 24 (1976), No 11, стр. 405–409

ДК 621.313.13:621.3.027

Зэрнеску, Х.: **Вклад в ведение оптимального возбуждения синхронных машин в случае несомненного выхода из синхронизма при вариации и падении напряжения**

Статья представляет собой метод повторной синхронизации машин путем снабжения обмоток возбуждения в период работы в асинхронном режиме переменного напряжения с частотой сдвига в целях роста синхронного момента.

Energetica 24 (1976), No 11, стр 409–420

ДК 621.3.049

Локоди, З. и Керекеш, И.: **Определение во время работы некоторых характеристик монтажа на вторичных цепях тока**

Energetica 24 (1976), No 11, стр. 420–429

ДК 621.317.73

Попеску, С.: **Критические соображения, касающиеся наименования различных топологических форм измерения в плане импеданса.**

Energetica 24 (1976), No 11, стр. 430–434

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.21.519.2

Diacon, Al., Seteanu, I. und *Popa, R.*: **Modell zur Optimierung des Betriebes von Wasserkraftwerkskaskaden**

Es wird ein vollständiges mathematisches Modell als deterministische Variante zur Lösung der Frage einer kurzfristigen Optimierung von kaskadenartigen Wasserkraftanlagen mit angeschlossenen Pufferseen behandelt. Unter Annahme der Endvolumenwerte als Parameter und durch die Maximierung des Nettowertes der erarbeiteten Energie als Zielfunktion wird mit Hilfe eines diskreten unbedingten Optimierungsverfahrens der zur günstigsten Lösung führende Wert der Einflussparameter bestimmt.

Energetica 24 (1976), H 11, S. 389–395

DK 621.181.02.004.1

Neaga, C.: **Bestimmung des Wirkungsgrades eines Dampfkessels in Übereinstimmung mit der ISO-Empfehlung**

Energetica 24 (1976), H. 11, S. 395–399

DK 621.311.2

Buhuş, P., Chiuţă, I. N. und *Iordache, M.*: **Zur Frage der Isolationsabstände und des Isolationsniveaus in den 110 bis 765-kV-Anlagen**

Im Beitrag wird eine vergleichende Analyse der Normbestimmungen in den verschiedenen Ländern sowie der letzten IEC-Empfehlung durchgeführt.

Energetica 24 (1976), H. 11, S. 399–405

DK 621.311.1

Ivaşcu, C. ,Nemeş, M. und *Velicescu, C.*: **Fragen der Automatisierung in den Mittelspannungsnezten beim Übergang vom Netzbetrieb mit geerdetem Sternpunkt zum Betrieb mit Sternpunkt-Erdungswiderstand**

Anhand der Forderungen, die an eine Automatisierungsschaltung für Mittelspannungsnetze gestellt werden, schlagen die Autoren die günstigste Lösung für den Übergang vom Netzbetrieb mit geerdetem Sternpunkt zum Netzbetrieb mit Erdungswiderstand vor.

Energetica 24 (1976), H. 11, S. 405–409

DK 621.313.13:621.3.027

Zărnescu H.: **Beiträge zur Einführung einer optimalen Erregung der Synchronmaschine beim zweifellosen Ausfall aus dem Synchronismus während der Spannungsschwankungen und der Spannungsunterbrechung**

Im Beitrag wird eine Methode zur Wiedersynchronisierung der Synchronmaschinen durch Bespeisung der Erregungswicklung mit einer rutschfrequenten Weschselspannung während des asynchronen Laufs zum Zweck einer Steigerung des synchronen Kupplungsmoments.

Energetica 24 (1976), H. 11, S. 409–420

DK 621.3.049

Lokodi, Z. und *Kerekes, I.*: **Bestimmung von Montagekenngrösen in den Sekundärstromkreisen während der Arbeit dieser Einrichtungen**

Emergetica 24 (1976), H. 11, S. 420–429

DK 621.317.73

Popescu, S.: **Kristische Bemerkungen zur Bezeichnung verschiedenen topologischen Verfahren zur Impedanz / Admittanz-Messung**

Energetica 24 (1976), H. 11, S. 430–434

SOMMAIRE

CD 621.311.21.519.2

Diacon, Al., Seteanu, I. et *Popa, R.* : **Modèle déterministe pour optimiser l'exploitation des centrales hydrauliques en cascade**

Les auteurs présentent un modèle mathématique complet, en variante déterministe, pour l'optimisation hydroénergétique à court terme des systèmes de centrales hydrauliques en cascade et qui ont des lacs-tampons associés. En admettant les volumes finaux en lacs comme paramètres et la maximisation de la valeur de l'énergie nette réalisée comme fonction-objectif, les valeurs qui conduisent à la meilleure solution sont déterminées par un procédé discret d'optimisation non-conditionnée.

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 389–395

CD 621.181.02.004.1

Neaga, C. : **La détermination du rendement d'une chaudière à vapeur d'après la recommandation ISO**

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 395–399

CD 621.311.2

Buhuș, P., Chiuță, I. N. et *Iordache, M.* : **Considérations sur les niveaux et les distances d'isolation pour les postes 110–765 kV**

Les spécifications des normes en différents pays et les dernières recommandations de la Commission Electrotechnique Internationale y sont analysées comparativement.

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 399–405

CD 621.311.1

Ivașcu, C., Nemeș, M. et *Velicescu, C.* : **Problèmes concernant l'automatisation en réseaux MT au passage du fonctionnement avec neutre isolé à celui avec neutre traité par la résistance**

A la suite des exigences imposées au schéma d'automatisation en réseau MT, les auteurs indiquent la meilleure solution au passage du réseau du régime de fonctionnement avec neutre isolé à celui avec neutre traité par la résistance.

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 405–409

CD 621.313.13:621.3.027

Zărnescu, H. : **Contributions à l'introduction d'une excitation optimale de la machine synchrone dans le cas d'une mise certaine hors synchronisme aux variations et aux interruptions de la tension**

L'article présente une méthode de ré-synchronisation des machines synchrones par l'alimentation de l'enroulement d'excitation lors du functionnement en régime asynchrone, ayant une tension alternative avec fréquence de glissement dans le but d'augmenter le couple synchrone.

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 409–420

CD 621.3.049

Lokodi, Z., et *Kerekes, I.* : **Détermination en service des caractéristiques de montage aux circuits secondaires de courant**

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 420–429

CD 621.317.73

Popescu, S. : **Considérations critiques sur la dénomination de différentes formes topologiques pour la mesure dans le plan de l'impédance (admittance)**

Energetica 24 (1976), no. 11, p. 430–434

CONTENTS

DC 621.311.21.519.2

Diacon, Al., Seteanu, I. and *Popa, R.* : **Deterministic model for the optimization of hydroelectrical cascades operation**

An exhaustive mathematical model, in a deterministic variant, for the short term hydroenergetic optimization of hydroelectrical cascade plants system with joint storage lakes is presented. Admitting the final volumes of lakes as parameters and net output value optimization achieved as function-objective, the values which lead to the best solution by a discrete not-conditioned optimization procedure are determined.

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 389–395

DC 621.181.02.004.1

Neaga, C. : **Steam boiler efficiency determination according to ISO Recommendation**

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 395–399

DC 621.311.2

Buhuș, P., Chiuță, I. N. and *Iordache, M.* : **Considerations regarding the insulation levels and distances for 110–765kV substations**

The norms of the different countries as well as the recommandations of the International Electrotechnical Commission are comparatively analysed.

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 399–405

DC 621.311.1

Ivașcu, C., Nemeș, M. and *Velicescu, C.* : **Problems concerning the automation in medium voltage networks at the switching from insulated neutral operation to the one with resistance grounded neutral**

Based on the analysis requests imposed to the automation scheme in medium voltage networks, the authors indicate the most suitable solution when switching from insulated neutral operation to the resistance treated neutral.

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 405–409

DC 621.313.13 : 621.3.027

Zărnescu, H. : **Contributions to the introducing of an optimal excitation of synchronous machines in cases of certain de-synchronization at voltage variations and cut-off**

The paper presents a resynchronization method of the synchronous machines by feeding the excitation winding, during the asynchronous operation with alternative voltage at slipping frequency in order to increase the synchronous torque.

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 409–420

DC 621.3.049

Lokodi, Z. and *Kerekes, I.* : **Determination in operation of some mounting characteristics at secondary current circuits**

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 420–429

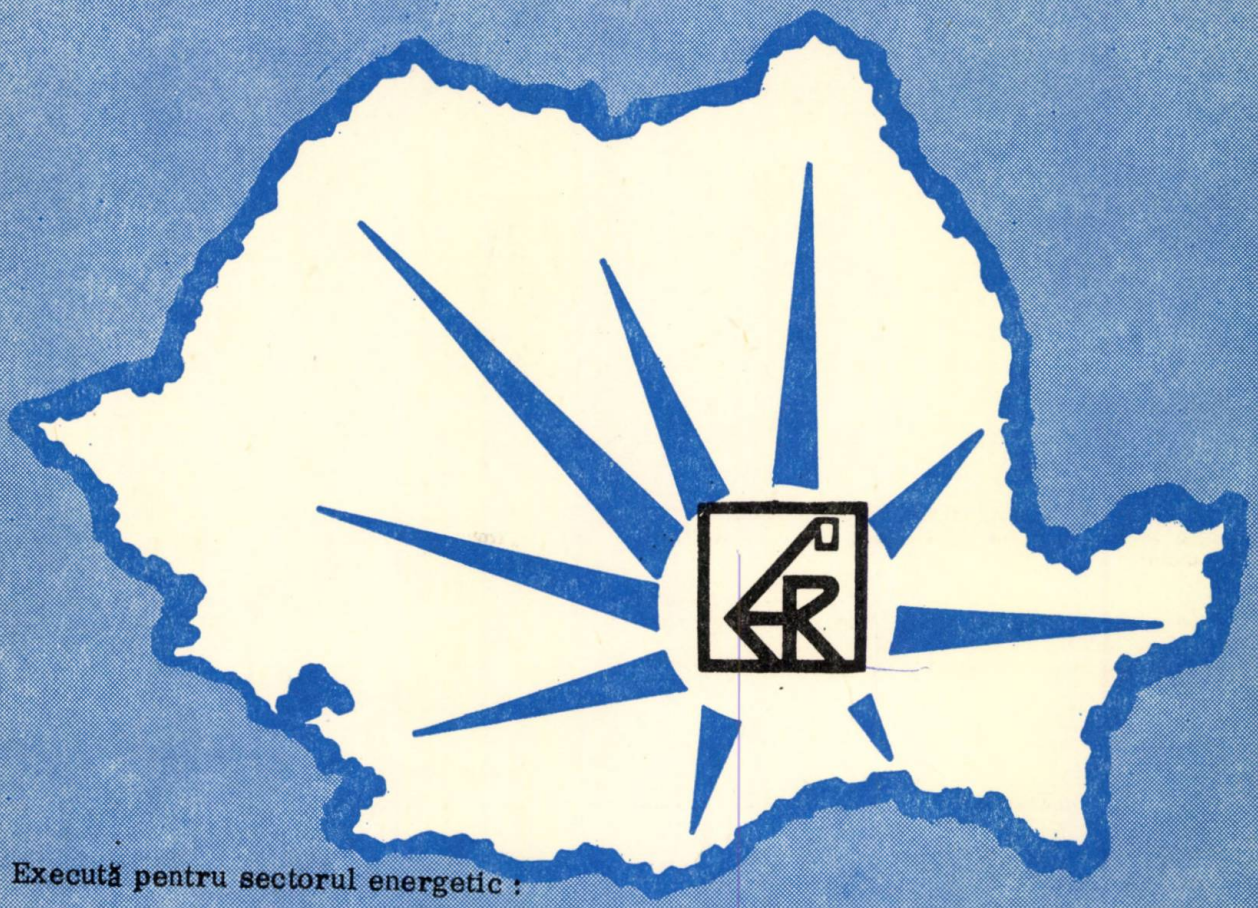
DC 621..317.73

Popescu, S. : **Critical considerations concerning the determination of various topological measurement forms in the impedance (admittance) plane**

Energetica 24 (1976), nr. 11, p. 430–434

I.I.S. ENERGOREPARAȚII

București, Bd. Energeticienilor nr. 2, Sectorul 4
Telefon : 22.50.89



Execută pentru sectorul energetic :

Confecţii de dispozitive, mecanisme, utilaje şi agregate, destinate mecanizării muncii din activitatea de construcţii-montaj şi de producere şi distribuţie a energiei electrice.

Confecţii de utilaje, părţi de utilaje sau subansamble necesare lucrărilor noi din sectorul energetic (pompe de combustibil, pompe de injectat ciment, acţionării pneumatice cu ventile, batardouri, grătare pentru stavile etc.).

Reparaţii la : turbine cu aburi, turbine hidraulice, generatoare electrice, compresoare, motoare electrice, motoare Diesel stabile.

Confecţii de piese de schimb pentru : turbine cu abur şi hidraulice, cazane de abur, instalaţii pentru pregătirea şi transportul combustibilului, motoare cu ardere internă şi compresoare, instalaţii şi utilaje specifice activităţii de construcţii-montaj din centrale (pompe, ventilatoare, vane etc.).

Acordă asistenţă tehnică în probleme de : vibraţii la agregate şi palete, echilibrări grupuri, analize defectoscopice, metalografice etc.

Efectuează recepţia la furnizori a echipamentelor energetice (turbine pentru centrale termo- şi hidroelectrice, generatoare, cazane, pompe etc.).

1977 APR 26

E2039
MW

12

REFERALIVA

VOLUMUL XXIV
BUCUREȘTI DECEMBRIE 1976

energetica

0 6 12 18 24

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 12 decembrie

Cuprinsul

		Pag.
I. Prisecaru, N. Stan şi *A. Leca*	**Model matematic frecvenţial pentru determinarea comportării schimbătoarelor de căldură cu parametri distribuiţi în regimuri termice tranzitorii**	437—430
C. Neaga	**Cîmpurile de temperaturi în preîncălzitorul de aer cu agent termic intermediar**	441—446
V. Athanasovici şi *D. Marinescu*	**Efectele reducerii parametrilor agentului termic pentru unele procese tehnologice dintr-o întreprindere caracteristică industriei chimice**	447—450
R. Dimitriu	**Metodă de stabilire a rapidităţii specifice şi a turaţiei sincrone la hidroagregatele tip Francis. Aplicaţii, rezultate şi realizarea reducerii costului de fabricaţie**	450—454
B. Mathé, Gh. Gavrilă şi *E. Mihalcea*	**Influenţa inductivităţii conductorului de coborîre la priza de pămînt asupra creşterilor de potenţial ale cablurilor de forţă şi de telecomunicaţii**	454—461
Al. Hristoforov şi *V. Mustaţă*	**Urmărirea comportării în exploatare, a întreţinerii şi reparării construcţiilor — în atenţia energeticienilor**	461—463

RECENZII

CUPRINSUL REVISTEI „ENERGETICA" VOL. 24 (1976)

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Model matematic frecvențial pentru determinarea comportării schimbătoarelor de căldură cu parametri distribuiți în regimuri termice tranzitorii

Ing. **Ilie Prisecaru**,
Ing. **Nicolae Stan**,
Dr. ing. **Aureliu Leca***

În centralele electrice cu abur, precum și în instalațiile termice din industrie, este imperios necesar să se cunoască comportarea dinamică a componentelor acestora în aceeași măsură în care sînt cunoscute caracteristicile statice. Această cunoaștere este necesară pentru proiectarea sistemului de control cerut de securitatea utilajului termoenergetic, pentru alegerea unor materiale corespunzătoare realizării lor și pentru asigurarea unei exploatări corecte.

Pentru cunoașterea comportării dinamice a instalației tehnologice este necesar să se cunoască comportarea fiecărui element component.

Avînd în vedere cele de mai sus, precum și numărul mare de schimbătoare de căldură care intră în componența instalațiilor termice din industrie și din centralele electrice, se impune studiul comportării lor în regimuri termice și hidraulice tranzitorii.

Comportarea dinamică a schimbătoarelor de căldură este descrisă de un set de ecuații diferențiale cu derivate parțiale de ordinul întîi.

La baza deducerii acestora stau ecuațiile conservării energiei, ale conservării masei, ecuațiile de stare ale agenților, ecuația de conservare a mișcării, folosindu-se una sau mai multe dintre ele, după complexitatea schimbătorului și ipotezele de rezolvare adoptate.

Soluții analitice ale acestor ecuații nu au fost obținute decît pentru cazul conductelor de abur izolate [1], [2], [3].

Deoarece la schimbătoarele de căldură temperaturile agenților primar și secundar sînt funcții spațio-temporale (schimbător cu parametri distribuiți), ecuațiile comportării dinamice nu admit soluții analitice exacte, obținîndu-se numai imagini Laplace exprimate analitic [4] sau obținute prin puncte [5].

Lucrarea [6] propune o rezolvare analitică aproximativă pentru determinarea comportării în regim tranzitoriu a instalațiilor termotehnice prin introducerea noțiunii de „funcție de întîrziere". Metoda poate fi aplicată cu rezultate bune în cazul urmăririi calitative a procesului.

* Autorii sînt cadre didactice la Catedra de centrale electrice din Institutul politehnic București.

O metodă cu rezultate satisfăcătoare este metoda frecvențială [7] folosită pentru determinarea comportării dinamice a unui canal de reactor și aplicată mai tîrziu și pentru schimbătoarele de căldură [8].

Articolul își propune prezentarea bazelor și modelului de calcul frecvențial pentru regimurile dinamice ale schimbătoarelor de căldură cu parametri distribuiți.

Bazele teoretice ale modelului

Ecuațiile schimbătorului de căldură în regim dinamic în cazul parametrilor distribuiți pot fi obținute din ecuația de conservare a energiei scrisă sub forma :

$$\frac{\partial(\gamma i)}{\partial t} \pm w\frac{\partial(\gamma i)}{\partial z} = \pm\frac{q}{\Omega}, \qquad (1)$$

semnul plus, respectiv minus, pentru cel de-al doilea termen fiind pentru curgerea echicurent, respectiv contracurent, a agentului în raport cu sensul adoptat pentru axa spațială. Semnul termenului din membrul drept al ecuației va fi considerat plus, respectiv minus, la primirea, respectiv cedarea de căldură de către agent.

Se consideră un schimbător de căldură pentru care sînt îndeplinite condițiile : agenții termici sînt incompresibili și cu proprietățile termofizice constante pe domeniul de temperaturi considerat ; de asemenea vitezele și coeficienții de transfer de căldură ; se iau în considerație temperaturile medii din secțiunile transversale ; se neglijează conductibilitatea agenților și țevilor pe direcția longitudinală ; se neglijează influența mantalelor exterioare.

Perturbațiile care pot interveni în acest caz sînt variațiile de temperaturi ale agenților la intrarea în schimbătoarele de căldură.

În aceste condiții, ecuația (1) poate fi scrisă sub forma :

$$\frac{\partial\theta}{\partial t} \pm w\frac{\partial\theta}{\partial z} = \pm\frac{q}{\Omega c\gamma}. \qquad (2)$$

Aplicînd ecuația (2) agenților termici primar și secundar, precum și pereților cilindrici despărțitori, se obține sistemul (3) valabil pentru schimbător echicurent și contracurent, după semnul adoptat în termenul doi al ecuației doi din sistem :

$$\begin{cases} \dfrac{\partial\theta_1}{\partial t} + w_1\dfrac{\partial\theta_1}{\partial z} = \dfrac{-\alpha_1 P_1(\theta_1-\theta_p)}{c_1\gamma\Omega_1} \\ \dfrac{\partial\theta_2}{\partial t} \pm w_2\dfrac{\partial\theta_2}{\partial z} = \dfrac{\alpha_2 P_2\theta_p-\theta_2)}{c_2\gamma_2\Omega_2} \\ \dfrac{\partial\theta_p}{\partial t} = \dfrac{\alpha_1 P_1(\theta_1-\theta_p)}{c_1\gamma_1\Omega_1} - \dfrac{\alpha_2 P_2(\theta_2-\theta_p)}{c_p\gamma_p F_w} \end{cases} \qquad (3a)$$

Condițiile la limită pentru sistemul (3) sînt:
— schimbător contracurent:

$$\theta_1(0, t) = f_1(t)$$
$$\theta_2(L, t) = f_2(t) \quad (4a)$$

— schimbător echicurent:

$$\theta_1(0, t) = f_1^*(t)$$
$$\theta_2(0, t) = f_2^*(t) \quad (4b)$$

Pentru simplificarea sistemului se introduc următoarele notații și schimbări de variabile:

$$x = z/L, \quad \tau = t\frac{v_1}{L}, \quad \beta = v_1/v_2,$$

$$T_i = (\theta_i - \theta_{i0})/\theta_{i0}, \quad i = 1, 2, p.$$

Se aplică schimbările de variabilă de mai sus derivatelor parțiale din ecuațiile sistemului (3) și se obține:

$$\frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial \theta(x, t)}{\partial z} \cdot \frac{\partial z}{\partial \tau} + \frac{\partial \theta(x, t)}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} =$$

$$= \frac{L}{w_1} \cdot \frac{\partial \theta(z, t)}{\partial t};$$

$$\frac{\partial T(x, \tau)}{\partial x} = \frac{\partial \theta(x, t)}{\partial z} \cdot \frac{\partial z}{\partial x} + \frac{\partial \theta(z, t)}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial x} = L\frac{\partial \theta(z, t)}{\partial z}$$

Se introduc următoarele notații:

$$H_1 = \frac{\alpha_1 P_1 w_1}{\Omega_1 \gamma_1 c_1 L}, \quad H_2 = \frac{\alpha_2 P_2 w_2}{\Omega_2 \gamma_2 c_2 L},$$

$$H_3 = \frac{\alpha_1 P_1 w_1}{\Omega_p \gamma_p c_p L}, \quad H_4 = \frac{\alpha_2 P_2 w_2}{\Omega_p \gamma_p c_p L}. \quad (5)$$

Sistemul (3) devine:

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial T_1}{\partial \tau} + \frac{\partial T_1}{\partial x} &= H_1 (T_1 - T_p) \\ \frac{\partial T_2}{\partial \tau} \pm \frac{\partial T_2}{\partial x} &= H_2 (T_p - T_2) \\ \frac{\partial T_p}{\partial \tau} &= H_3(T_1 - T_p) - H_4(T_p - T_2) \end{aligned}\right\} \quad (3b)$$

cu următoarele condiții la limită:
— schimbător contracurent:

$$T_1(0, \tau) = f_1(\tau)$$
$$T_2(1, \tau) = f_2(\tau) \quad (5a)$$

— schimbător echicurent:

$$T_1(0, \tau) = f_1^*(\tau)$$
$$T_2(0, \tau) = f_2^*(\tau) \quad (5b)$$

Prin schimbările de variabilă adoptate, condițiile inițiale devin:

$$T_i(x, 0) = 0, \quad i = 1, 2, p. \quad (6)$$

Pentru rezolvarea sistemului (3b) cu condițiile la limită (5) și condițiile inițiale (6), se aplică transformata Laplace în raport cu timpul. Se notează:

$$\mathcal{L}[T_i(x, \tau)] = F_i(x, s), \quad i = 1, 2, p.$$

Pentru perturbații ale temperaturilor la intrare salt treaptă, la timpul $t = 0$, se obține:

$$\mathcal{L}[f_i(\tau)] = \frac{a_i}{s}; \quad \mathcal{L}[f_i^*(\tau)] = \frac{a_i^*}{s}, \quad i = 1, 2, p \quad (5')$$

Sistemul (4) devine:

$$\left.\begin{aligned} sF_1 + \frac{\partial F_1}{\partial x} &= H_1 (F_1 - F_p) \\ \beta s F_2 \pm \frac{\partial F_2}{\partial x} &= H_2 (F_p - F_2) \\ sF_p &= H_3(F_1 - F_p) - H_4(F_p - F_2) \end{aligned}\right\} \quad (7)$$

Eliminînd imaginea temperaturii peretelui F_p, sistemul (7) ia forma:

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial F_1}{\partial x} + b_1 F_1 &= c_2 F_2 \\ \frac{\partial F_2}{\partial x} + b_2 F_2 &= c_1 F_1 \end{aligned}\right\} \quad (8)$$

S-a notat cu:

$$b_1 = s + H_1 - \frac{H_1 \cdot H_3}{s + H_3 + H_4};$$

$$b_2 = \pm s\beta \pm \frac{H_2 \cdot H_4}{s + H_3 + H_4} \mp H_4;$$

$$c_2 = \frac{H_1 \cdot H_4}{s + H_3 + H_4};$$

$$c_1 = \pm \frac{H_2 \cdot H_4}{s + H_3 + H_4}.$$

Semnul superior este pentru schimbător în echicurent, iar cel inferior pentru schimbător în contracurent.

Eliminînd pe F_2 din prima ecuație și respectiv F_1 din a doua ecuație a sistemului (8), rezultă:

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial^2 F_1}{\partial x^2} + \xi_1 \frac{\partial F_1}{\partial x} + \xi_2 F_1 &= 0 \\ \frac{\partial^2 F_2}{\partial x^2} + \xi_1 \frac{\partial F_2}{\partial x} + \xi_2 F_2 &= 0 \end{aligned}\right\} \quad (10)$$

unde

$$\xi_1 = b_1 + b_2\,;\ \xi_2 = b_1 b_2 - c_1 c_2$$

Ecuațiile sistemului (10) admit ecuația caracteristică :

$$\eta^2 + \xi_1 \eta + \xi_2 = 0, \text{ cu soluțiile}$$

$$\eta_{1,2} = \frac{\xi_1}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\xi_1}{2}\right)^2 - \alpha_2}$$

Soluțiile ecuațiilor sistemului (10) sînt :

$$\left.\begin{aligned} F_1(x, s) &= A \cdot e^{\eta_1 x} + B\, e^{\eta_2 x} \\ F_2(x, s) &= C\, e^{\eta_1 x} + D\, e^{\eta_2 x} \end{aligned}\right\} \qquad (11)$$

Constantele A, B, C, D se pot determina aplicînd condițiile la limită (5') și ținînd seama de ecuațiile sistemului (8).

Rezultă următoarele imagini ale temperaturilor de ieșire ale agenților :

— pentru schimbător contracurent :

$$F_1(1, s) = \frac{a_2(e^{\eta_1} - e^{\eta_2}) - a_1 \dfrac{\eta_2 - \eta_1}{b_1} e^{(\eta_1 - \eta_2)}}{\dfrac{c_1 + \eta_1}{b_1} e^{\eta_1} - \dfrac{c_1 + \eta_2}{b_1} e^{\eta_2}} \qquad (12)$$

$$F_2(1, s) = \frac{a_2 \dfrac{\eta_1 - \eta_2}{b} - a_1 (e^{\eta_2} - e^{\eta_1})}{\dfrac{c_2 - \eta_2}{b_2} e^{\eta_1} - \dfrac{c_2 - \eta_1}{b_2} e^{\eta_2}}$$

— pentru schimbător echicurent :

$$\left\{\begin{aligned} F_1^*(1, s) &= \\ &= \frac{a_1^*[e^{\eta_2}(\eta_1 + \eta_2 b_1) - e^{\eta_1}(b_1 + \eta_2)] + a_2^* b_2 (e^{\eta_1} - \eta_2 e^{\eta_2})}{\eta_1 - \eta_2} \\ F_2^*(1, s) &= \\ &= \frac{a_1^* c_1 (e^{\eta_1} - \eta_2 e^{\eta_2}) + a_2^*[e^{\eta_2}(\eta_1 + \eta_2 b_2) - e^{\eta_1}(b_2 + \eta_2)]}{\eta_1 - \eta_2} \end{aligned}\right. \qquad (13)$$

Determinarea răspunsurilor tranzitorii. Descrierea programului de calcul

Soluțiile (12) și, respectiv, (13) pentru schimbătorul în echicurent și contracurent sînt de mică importanță practică. Este necesar să se afle originalele.

Pentru aceasta se înlocuiește variabila s cu $j\omega$ și se obțin caracteristicile de frecvență sub forma :

$$F = \mathrm{Re}_1(\omega) + j\, Jm(\omega) \qquad (14)$$

Cu ajutorul relațiilor de tip (14) se poate studia stabilitatea sistemului.

Originalul imaginilor F se poate obține cu ajutorul relațiilor :

$$T'(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \frac{\mathrm{Re}(\omega)}{\omega} \sin(\omega t)\, d\omega \qquad (15)$$

sau

$$T''(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \frac{Jm(\omega)}{\omega} \sin(\omega t)\, d\omega \qquad (16)$$

Este necesar să fie îndeplinite condițiile :

$$\lim_{\omega \to 0} \mathrm{Re}(\omega) = \text{const.}\,;\ \lim_{\omega \to 0} \mathrm{Jm}(\omega) = \text{const.}$$

Deoarece integralele (15) și (16) sînt convergente, integrarea se poate opri pentru limita superioară ω_{sup}, la care diferențele rezultatelor sînt mai mici decît o valoare impusă. Integrarea se face prin metode numerice. Alegerea pasului de integrare se face micșorînd pasul inițial pînă cînd diferența dintre două rezultate succesive este mai mică decît o valoare impusă.

Organigrama programului întocmit este redată în figura 1. Rezultatele obținute pentru un schimbător de căldură în contracurent,

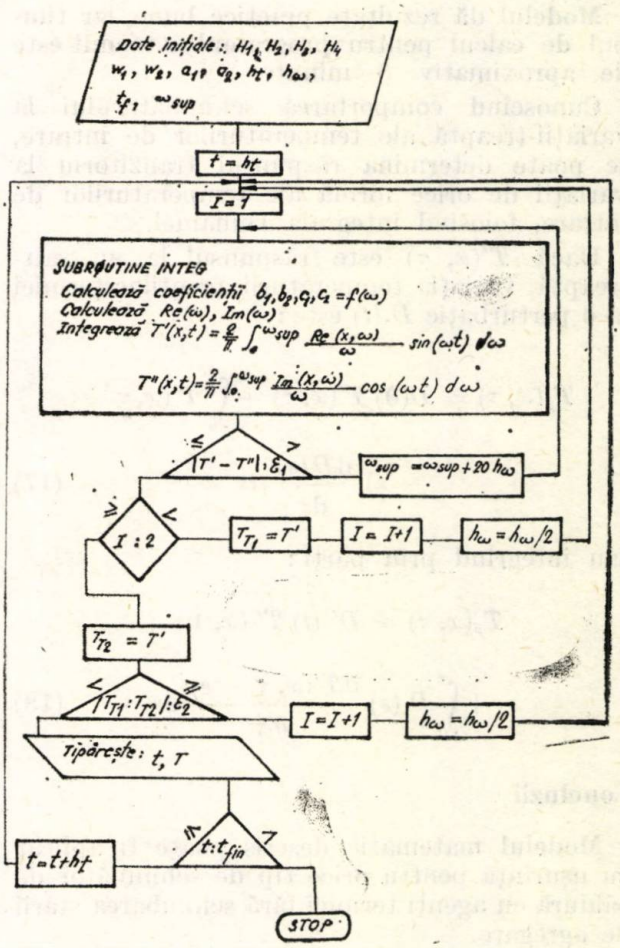


Fig. 1. Organigrama programului de calcul.

caracterizat prin : $H_1 = 251{,}39$; $H_2 = 140{,}03$; $H_3 = 2{,}00$; $H_4 = 1{,}85$; $a_1 = 50°C$; $a_2 = 0$, sînt arătate în figura 2.

Constantele de timp H_1' și H_2' ale agenților termici sînt de 50 pînă la 200 ori mai mari decît constantele H_3', H_4' ale suprafeței de schimb

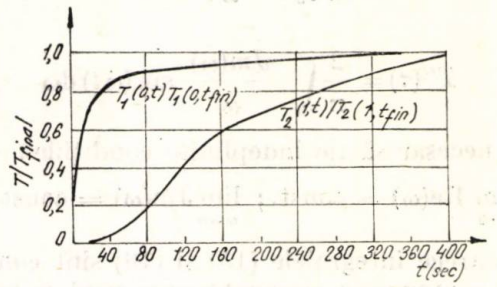


Fig. 2. Variația relativă a temperaturilor la ieșire pentru perturbație treaptă a temperaturii de intrare a agentului primar.

de căldură și se pot neglija. Mantaua schimbătoarelor de căldură ar introduce o nouă ecuație în sistem, cu o constantă de timp mult mai mare decît a agenților, deci inerția termică a acestuia s-ar manifesta după un timp mult mai îndelungat decît timpul de studiu al răspunsului.

Modelul dă rezultate practice bune, iar timpul de calcul pentru programul întocmit este de aproximativ 5 minute.

Cunoscînd comportarea schimbătorului la variații-treaptă ale temperaturilor de intrare, se poate determina răspunsul tranzitoriu la variații de orice formă ale temperaturilor de intrare, folosind integrala Duhamel.

Dacă $T'(x, \tau)$ este răspunsul la un salt-treaptă, variația temperaturii agenților termici la o perturbație $D(t)$ este :

$$T_p(x, \tau) = D(0)\, T'(x, \tau) + \int_0^\tau T'(x, \tau - s) \frac{\mathrm{d}D(s)}{\mathrm{d}s}\, \mathrm{d}s \qquad (17)$$

sau integrînd prin părți :

$$T_p(x, \tau) = D'(t)\, T'(x, 0) + \int_0^\tau D(s) \frac{\partial T'(x, \tau - s)}{\partial \tau}\, \mathrm{d}s \qquad (18)$$

Concluzii

Modelul matematic descris poate fi aplicat cu ușurință pentru orice tip de schimbător de căldură cu agenți termici fără schimbarea stării de agregare.

Modelul prezentat permite determinarea comportării schimbătorului de căldură pentru perturbații ale temperaturilor agenților de intrare.

Pentru un sistem de schimbătoare înseriate, problema comportării în regim termic tranzitoriu se poate rezolva prin aplicarea modelului, pentru fiecare schimbător considerînd perturbațiile salt-treaptă. Rezultatele obținute se corectează cu ajutorul integralei Duhamel (relațiile 17, 18), ținînd seama că intrarea într-un schimbător este ieșirea din precedentul.

Notații folosite

γ, kg/m³ — densitatea
i, kJ/kg — entalpia
w, m/s — viteza
q, W/m — flux termic
α, W/m².grd — coeficientul de transmisie a căldurii
Ω, m² — secțiunea liberă de circulație
Ω_p, m² — secțiunea materialului conductei
θ, °C — temperatura
T, grd — variația temperaturii de la regimul staționar
t, s — timpul
z, m — coordonata spațială
d, m — diametrul țevilor
n — numărul țevilor
$P = \pi\, d\, n$, m — perimetrul total al țevilor
h_t, s — pasul de timp
h_ω, s^{-1} — pasul inițial de integrare
ω, s^{-1} — pulsația
ω_{sup}, s^{-1} — limita inițială de integrare
t_f, s — durata de timp de urmărire a procesului
T_t, — rezultate intermediare păstrate pentru calcul iterativ

$H_i' = \dfrac{\alpha_1 P_1}{\Omega_1 \gamma_2 c_1}$, s^{-1}; $i = 1 \ldots 4$, — constante de timp ale procesului

Indici

1 — agent termic cald (încălzitor)
2 — agent termic rece (încălzit)
p — pereții suprafeței de schimb de căldură
0 — regim staționar.

Bibliografie

[1] Rizika, J. W. *Thermal lag in flowing incompressible fluid system containing heat capacities.* In : Trans. ASME, oct. 1956.

[2] Rizika, J. W. *Thermal lag in flowing system containing heat capacities.* Trans ASME, April. 1954.

[3] Falikovski, C. V. și Vigak, V. M *Issledovaniia temperaturnih polei i napreajenii v paroprovodah pri staționarnih i nestaționarnih teplovîh rejimah.* Naladocinnie i eksperimentalnie rabotî ORGES XXXIX. M, 1970.

[4] Armand, A. A. *Rașciot perehodnîh protesov v teploobmenikah.* Gosenergoizdat, Moscova, 1959.

[5] Petrarca, S. și Cosimo, E. *Digital programs for thermal dynamics of a cylindrical nuclear fuel rod and a heat exchanger tube.* RT (ING 1970) 8.

[6] Munteanu, I. *Contribuții la determinarea pe cale analitică a proprietăților dinamice ale instalațiilor bloc cazan-turbină din centralele termoelectrice.* Teză de doctorat. Institutul politehnic București, 1968.

[7] Feretic, D. *Transient heat transfer in model of a reactor channel.* In : Atomkernenergie, 14, 1969.

[8] Feretic, D. *Dynamic analysis of counter flow and parallel flow heat exchanger.* In : Atomkernenergie, 16, 1970.

(Articol intrat în redacție la 29 mai 1976)

Cîmpurile de temperaturi în preîncălzitorul de aer cu agent termic intermediar

Ing. C. Neaga*

Notaţii

t_g; t_a — temperatura curentă a gazelor, respectiv a aerului de ardere, °C; $t_g \in (t_{g0}, t_{ev})$; $t_a \in (t_0, t_{ai})$ (vezi fig. 1);

θ_a — temperatura curentă a agentului termic intermediar (apă), °C; θ_{a0} — temperatura iniţială, °C;

θ_s — temperatura la saturaţie a apei, variabilă în regimul tranzitoriu de funcţionare a preîncălzitorului, °C;

θ_{s0} — aceeaşi semnificaţie, funcţie însă de presiunea iniţială creată în ţeava preîncălzitorului prealabil de aer, °C;

t_{me}; t_{mi} — temperatura exterioară a peretelui metalic, respectiv interioară, °C;

c_{pg}; c_{pa} — căldura specifică la presiune constantă a gazelor de ardere, respectiv a aerului, kcal/Nm³. grd;

c_a — căldura specifică a agentului termic intermediar, kcal/kgf.grd;

γ; γ' — greutatea specifică a agentului termic intermediar în stare curentă şi la saturaţie, kgf/Nm³;

r — căldura latentă de vaporizare a agentului termic intermediar, kcal/kgf;

α_1 — coeficientul de convecţie de la gaze la peretele metalic, kcal/m².h.grd.;

α_2 — coeficientul de convecţie termică de la perete la aerul de ardere, kcal/m².h.grd;

n — numărul de ţevi pe unitatea de suprafaţă a plăcii tubulare a preîncălzitorului de aer cu agent termic intermediar;

d_i; d_e — diametrul interior, respectiv exterior al ţevii de preîncălzitor, m;

l_g; l_a — lungimea ţevii preîncălzitorului în zona de trecere a gazelor, respectiv a aerului de ardere, m;

w_g; w_a — viteza gazelor la traversarea fasciculului de ţevi ale preîncălzitorului, respectiv a aerului de ardere, Nm/s;

x — abscisa, m;

τ — timpul, s.

1. Consideraţii generale

În lucrările [1], [2] au fost analizate cîteva metode de preîntîmpinare a coroziunii ţevilor preîncălzitorului de aer, fenomen întîlnit în cazul în care combustibilii folosiţi conţin sulf în compoziţia lor chimică. Toate metodele expuse au ca scop mărirea temperaturii peretelui metalic peste temperatura de rouă acidă. Satisfacerea acestei condiţii se realizează practic cel mai frecvent prin preîncălzirea prealabilă a aerului de ardere. Există mai multe procedee de preîncălzire a aerului înainte de introducerea lui în preîncălzitorul principal al cazanului: cu abur prelevat de la prizele turbinei, prin amestecarea cu o parte a aerului preîncălzit (recirculare de aer cald), sau a gazelor de ardere [2], sau folosind un preîncălzitor prealabil de aer cu agent termic intermediar.

Date constructive şi funcţionale ale preîncălzitorului cu agent termic intermediar, căruia pentru prescurtare îi vom spune PAI, se găsesc în [3], [4].

În figura 1 se arată dispunerea PAI faţă de preîncălzitorul principal al cazanului, precum şi modul de deplasare a agenţilor termici peste fasciculul de ţevi. PAI se realizează din ţevi de oţel aşezate sub un unghi de 6—90° faţă de orizontală. Fixarea ţevilor se face cu ajutorul plăcilor tubulare, care constituie şi pereţi despărţitori pentru gazele şi aerul de ardere. Partea de jos a sistemului de ţevi este scăldată de gazele de ardere, iar partea de sus, de aerul de ardere. Fiecare ţeavă reprezintă un element constituent al preîncălzitorului, un contur independent de circulaţie. În interiorul ţevii, pe lungimea canalului de gaze de ardere, se găseşte agentul termic intermediar (în cele mai dese cazuri apa chimic pură). Din cealaltă parte a ţevii se îndepărtează aerul, după care şi capătul superior se obturează. Astfel, în condiţii normale, apa din ţeavă se găseşte sub vid. Prin încălzire se atinge repede temperatura de saturaţie (corespunzătoare presiunii din interior), vaporii formaţi urcă în partea rece a ţevii, unde, cedînd căldura aerului de ardere, se condensează, după care condensatul revine în partea inferioară şi întregul ciclu se reia.

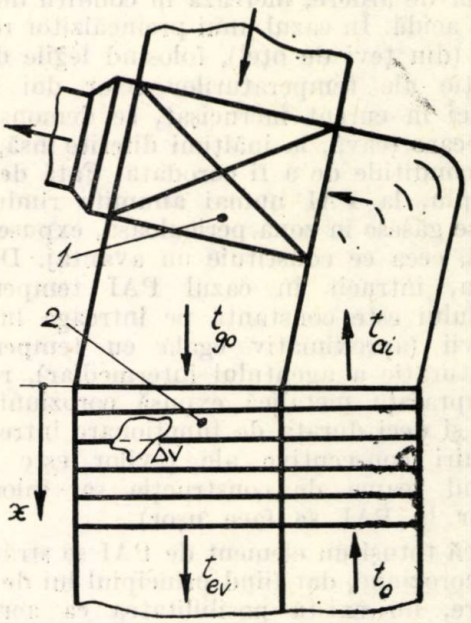


Fig. 1 Schema de principiu a preîncălzitorului de aer cu agent termic intermediar:
1 — preîncălzitorul principal de aer; *2* — preîncălzitorul cu agent termic intermediar (preîncălzitor prealabil de aer).

* Ing. Constantin Neaga este şef de lucrări la Catedra de cazane şi turbine cu abur şi gaze, Institutul politehnic Bucureşti.

Deoarece nu condensează întreaga cantitate de vapori, presiunea în interiorul țevii va crește și deci și temperatura de saturație va crește (starea de saturație va fi descrisă de unul din cei doi parametri). După trecerea regimului tranzitoriu de funcționare a preîncălzitorului, presiunile (și deci și temperaturile de saturație) în interiorul țevilor se stabilizează; legea de variație a presiunii (se va arăta ulterior) este o curbă scăzătoare în sensul deplasării gazelor de ardere (originea axelor se consideră la intrarea gazelor de ardere în PAI, iar sensul pozitiv al abscisei coincide cu sensul de deplasare a gazelor).

Evident PAI, și anume partea din zona gazelor de ardere, lucrează în condiții de coroziune acidă. În cazul unui preîncălzitor recuperativ (din țevi de oțel), folosind legile de distribuție ale temperaturilor celor doi agenți termici în curent încrucișat, se demonstrează că fiecare țeavă, la înălțimi diferite însă, satisface condițiile de a fi corodată. Față de acest exemplu, la PAI numai anumite rînduri de țevi se găsesc în zona periculoasă, expuse coroziunii, ceea ce constituie un avantaj. De asemenea, întrucît în cazul PAI temperatura metalului este constantă pe întreaga lungime a țevii (aproximativ egală cu temperatura de saturație a agentului intermediar), rezultă că suprafața metalică expusă coroziunii este mare și deci durata de funcționare între două înlocuiri consecutive ale țevilor este mare. (Ținînd seama de construcția sa, înlocuirea țevilor la PAI se face ușor).

Dacă totuși un element de PAI se străpunge prin coroziune, dat fiind principiul lui de funcționare, nu există posibilitatea ca aerul de ardere, cu presiune mai mare, să treacă în gazele de ardere, așa cum se întîmplă în cazul preîncălzitoarelor obișnuite.

Principalul avantaj al acestei soluții, în comparație cu celelalte metode aplicate pentru prevenirea coroziunii, este acela al micșorării temperaturii gazelor de ardere evacuate în atmosferă, ceea ce se traduce prin economie de combustibil. Examinînd figura 1, se constată că oricare altă soluție de preîncălzire prealabilă a aerului lasă temperatura t_{g0} neschimbată (unele soluții chiar o măresc); în cazul de față, preîncălzirea prealabilă a aerului se face chiar pe seama căldurii reziduale a gazelor, care, altfel, s-ar evacua în atmosferă.

În lucrarea de față se deduc analitic legile de variație a temperaturilor agenților termici, care participă în procesul de schimb de căldură într-un PAI, atît pentru regimul tranzitoriu de funcționare cît și stabilizat. În acest fel se ajunge la o stăpînire mai adîncă a fenomenelor și deci la o dimensionare mai exactă a preîncălzitorului, operație care se face în partea finală a lucrării.

2. Deducerea sistemelor de ecuații și rezolvarea lor

Calculul cîmpurilor de temperaturi se face ținînd seama de regimul de funcționare a preîncălzitorului.

2.1. Un prim moment al regimului tranzitoriu îl constituie perioada de timp în care temperatura agentului intermediar crește de la valoarea sa inițială pînă la temperatura de saturație corespunzătoare presiunii din interiorul țevii (se consideră că presiunea — mai bine zis vidul — nu are o asemenea valoare încît, la temperatura mediului ambiant, apa să fiarbă; în caz contrar, acest moment dispare). În această perioadă, neformîndu-se abur, aerul nu se preîncălzește. De asemenea, tot un fenomen nedorit, prezent în această etapă, este și condensarea vaporilor de apă din gazele de ardere. Evitarea acestor aspecte negative specifice pornirii unui cazan se asigură practic, așa cum se arată în [5], prin folosirea unei surse de căldură (apă caldă), realizîndu-se astfel un preîncălzitor combinat de aer.

Dacă se notează cu s_l pasul longitudinal (în sensul deplasării gazelor sau aerului de ardere) și cu s_t pasul transversal (perpendicular pe direcția de deplasare), mărimi exprimate în [m], atunci se poate scrie $n = 1/s_l s_t$.

Într-un element de volum de preîncălzitor de aer ΔV (fig. 1), volumul gazelor de ardere este $(1 - n\pi d_e^2/4)\Delta V$, iar greutatea agentului termic intermediar (a apei), $n\pi d_i^2/4\gamma\Delta V$.

Ecuațiile de bilanț termic (variația conținutului de căldură a gazelor și apei în timp și spațiu — se folosesc deci derivatele substanțiale — se datorește schimbului de căldură între cei doi agenți) se scriu astfel:

$$\left.\begin{aligned} \frac{D}{d\tau}\left[\left(1 - n\frac{\pi d_e^2}{4}\right)\Delta V c_{pg} t_g\right] &= \\ -\frac{\alpha_1}{3600} n\pi d_e \Delta V (t_g - t_{me}); & \\ \frac{D}{d\tau}\left[n\frac{\pi d_i^2}{4}\gamma\Delta V c_a \theta_a\right] &= \\ = \frac{\alpha_1}{3600} n\pi d_e \Delta V (t_g - t_{me}), & \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

unde $n\,\pi\,d_e\Delta V$ este suprafața metalică despărțitoare între gazele și apa din elementul ΔV. (Pentru simplificare, nu s-a ținut seama de condensarea vaporilor de apă din gazele de ardere).

Se consideră

$$t_{me} = t_{mi} = \theta_a \quad (2)$$

și se fac notațiile

$$a = \frac{\alpha_1 n \pi d_e}{3600 c_{pg}(1 - n\pi d_e^2/4)};$$

$$b = \frac{\alpha_1 n \pi d_e}{3600 c_a \gamma n \pi d_i^2/4};$$

cu acestea dezvoltarea sistemului (1) conduce la

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial t_g}{\partial \tau} + w_g \frac{\partial t_g}{\partial x} &= -a(t_g - \theta_a), \\ \frac{\partial \theta_a}{\partial \tau} &= b(t_g - \theta_a). \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

Eliminînd din sistemul (3) temperatura gazelor t_g, se obține ecuația cu derivate parțiale de ordinul doi în θ_a:

$$\frac{\partial^2 \theta_a}{\partial \tau^2} + w_g \frac{\partial^2 \theta_a}{\partial \tau \partial x} + (a + b)\frac{\partial \theta_a}{\partial \tau} + w_g b \frac{\partial \theta_a}{\partial x} = 0. \quad (4)$$

În conformitate cu [6] se fac schimbările de variabile:

$$\xi = \frac{b}{w_g}(w_g \tau - x); \quad \eta = \frac{a}{w_g} x, \quad (5)$$

unde ξ este timpul adimensional, iar η abscisa adimensională. Cu noile variabile, ecuația (4) devine:

$$\frac{\partial^2 \theta_a(\xi, \eta)}{\partial \xi \partial \eta} + \frac{\partial \theta_a(\xi, \eta)}{\partial \eta} + \frac{\partial \theta_a(\xi, \eta)}{\partial \xi} = 0. \quad (6)$$

Mai comod se lucrează cu mărimi raportate:

— temperatura raportată a apei

$$\bar{\theta}_a(\xi, \eta) = \frac{t_{g0} - \theta_a(\xi, \eta)}{t_{g0} - \theta_{a0}}; \quad (7)$$

— temperatura raportată a gazelor de ardere

$$\bar{t}_g(\xi, \eta) = \frac{t_{g0} - t_g(\xi, \eta)}{t_{g0} - \theta_{a0}}. \quad (8)$$

Cu (7), ecuația (6) capătă forma:

$$\frac{\partial^2 \bar{\theta}_a(\xi, \eta)}{\partial \xi \partial \eta} + \frac{\partial \bar{\theta}_a(\xi, \eta)}{\partial \eta} + \frac{\partial \bar{\theta}_a(\xi, \eta)}{\partial \xi} = 0. \quad (9)$$

Condiția inițială: $\xi = 0$, oricare η, $\theta_a(0, \eta) = \theta_{a0}$ sau

$$\bar{\theta}_a(0, \eta) = 1. \quad (10)$$

Condiția la limită: $\eta = 0$, oricare ξ; ecuația a doua a sistemului (3) devine:

$$\frac{\partial \theta_a}{\partial \tau} = \frac{\partial \theta_a}{\partial \xi}\frac{\partial \xi}{\partial \tau} = b\frac{\partial \theta_a}{\partial \xi} = b(t_{g0} - \theta_a), \quad (11)$$

unde s-a folosit $t_g(\xi, 0) = t_{g0}$.

Egalitatea (11) se mai poate scrie:

$$\frac{d\theta_a(\xi, 0)}{d\xi} = t_{g0} - \theta_a(\xi, 0), \quad (11')$$

sau

$$\frac{d\theta_a(\xi, 0)}{t_{g0} - \theta_a(\xi, 0)} = d\xi, \quad (12)$$

care, integrată între 0 și ξ, respectiv funcția între θ_{a0} și $\theta_a(\xi, 0)$, conduce la expresia:

$$\frac{t_{g0} - \theta_a(\xi, 0)}{t_{g0} - \theta_{a0}} = \exp(-\xi), \quad (12')$$

sau

$$\bar{\theta}_a(\xi, 0) = \exp(-\xi). \quad (13)$$

Pentru ecuația (9) se caută o soluție de forma:

$$\bar{\theta}_a(\xi, \eta) = u(\xi, \eta)\exp(-\xi - \eta) + \exp(-\xi), \quad (14)$$

care satisface condiția inițială

$$u(0, \eta) = 0 \quad (15)$$

și la limită

$$u(\xi, 0) = 0. \quad (16)$$

Cu (14) ecuația (9) devine:

$$\frac{\partial^2 u(\xi, \eta)}{\partial \xi \partial \eta} - u(\xi, \eta) = \exp(\eta), \quad (17)$$

a cărei soluție, conform [7], este:

$$u(\xi, \eta) = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi^k}{k!}\left[\exp(\eta) - \sum_{i=0}^{k-1} \frac{\eta^i}{i!}\right]. \quad (18)$$

În acest fel se găsește legea de variație a temperaturii raportate a apei cu timpul și spațiul, în perioada pînă la atingerea tempera-

turii de saturație corespunzătoare presiunii interioare inițiale

$$\bar{\theta}_a(\xi, \eta) = \exp(-\xi) + \exp(-\xi - \eta) \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi^k}{k!} \left[\exp(\eta) - \sum_{i=0}^{k-1} \frac{\eta^i}{i!} \right]. \quad (19)$$

Din ecuația a doua a sistemului (3) se găsește temperatura raportată a gazelor de ardere pentru aceeași perioadă de timp

$$\bar{t}_g(\xi, \eta) = \exp(-\xi - \eta) \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\xi^{k-1}}{(k-1)!} \left[\exp(\eta) - \sum_{i=0}^{k-1} \frac{\eta^i}{i!} \right]. \quad (20)$$

Seriile care intervin în cîmpurile de temperaturi (19) și (20) sînt rapid convergente, ceea ce ușurează calculul lor, mărginindu-ne la primii 4—5 termeni.

În figura 2 se arată grafic legea de variație $\theta_a = f(\eta)$, în care, pentru comoditate, s-a considerat ξ parametru variabil (ecuațiile 19 și 7); domeniul de valabilitate pentru temperatura apei este cel cuprins între θ_{a0} și θ_{s0}. Din figură

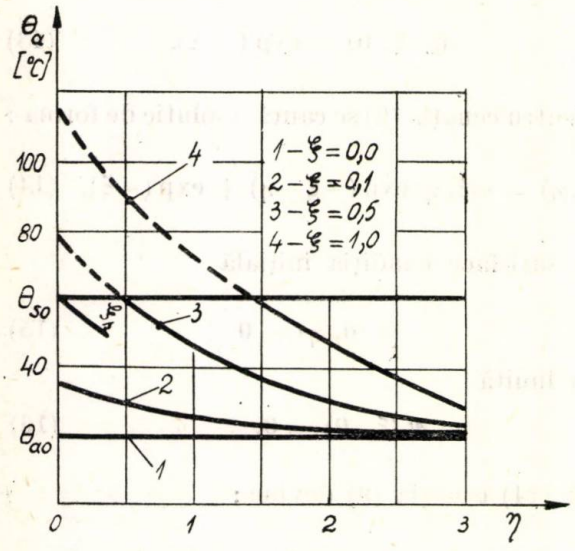


Fig. 2. Interdependența $\theta_a = f(\eta)$ pentru diverse valor ale lui ξ.

se constată că pentru valori mari ale temperaturii gazelor (η mici), temperatura apei este mare. Reprezentarea precedentă s-a făcut considerînd temperatura gazelor t_{g0} constantă. Dacă se cunoaște legea de creștere a lui t_{g0} în timpul pornirii unui cazan, graficul de mai sus se poate trasa pentru diverse valori t_{g0} (se consideră t_{g0} parametru variabil). În acest caz, rezolvarea exactă este complicată (se pornește de la (11'), în care t_{g0} nu mai este constantă).

Timpul după care agentul termic intermediar (apa) din primul rînd de țevi atinge starea de saturație se deduce astfel:

$$\theta_a(\xi_s, 0), = \theta_{s0}; \quad (21)$$

folosind (12') și (5), rezultă:

$$\tau_s = \frac{1}{b} \ln \frac{t_{g0} - \theta_{a0}}{t_{g0} - \theta_{s0}} \text{ [s]}. \quad (22)$$

Analog se poate găsi τ_s și pentru ultimul rînd de țevi.

2.2. Al doilea interval al regimului tranzitoriu se caracterizează prin aceea că din momentul formării vaporilor în țevi începe și încălzirea aerului de ardere. Modelarea matematică a fenomenelor ce au loc în preîncălzitor în acest interval de timp se face cu ajutorul următorului sistem de ecuații:

$$\frac{D}{d\tau}\left[\left(1 - n\frac{\pi d_e^2}{4}\right)\Delta V\, c_{pg}\, t_g\right] = -\frac{\alpha_1}{3\,600} n\pi d_e \Delta V(t_g - \theta_s);$$

$$\frac{D}{d\tau}\left[\left(1 - n\frac{\pi d_e^2}{4}\right)\Delta V\, c_{pa}\, t_a\right] = \frac{\alpha_2}{3600} n\pi d_e \Delta V(\theta_s - t_a);$$

$$\frac{D}{d\tau}(g_a c_a \theta_s + g_{vs} r) = \frac{\alpha_1}{3600}\pi d_e l_g (t_g - \theta_s) - \frac{\alpha_2}{3600}\pi d_e l_a (\theta_s - t_a); \quad (23)$$

$$g_a + g_{vs} = \frac{1}{4}\pi d_i^2 l_g \gamma';$$

$$p_s V = g_{vs} R(273 + \theta_s),$$

în care prima ecuație reprezintă legea de variație a conținutului de căldură al gazelor de ardere; a doua ecuație — creșterea conținutului de căldură al aerului de ardere; a treia ecuație arată că diferența între căldura cedată de gaze și primită de aer servește la variația conținutului de căldură al amestecului bifazic existent în fiecare țeavă; g_a reprezintă cantitatea de apă din fiecare țeavă, kgf; g_{vs} — greutatea vaporilor staționari din fiecare țeavă, kgf; evident greutatea apei scade în timp, iar a vaporilor crește, adică $dg_a/d\tau < 0$ și $dg_{vs}/$

$d\tau > 0$. Creşterea conţinutului de vapori conduce la creşterea presiunii din interiorul ţevii şi deci $dr/d\tau < 0$; a patra ecuaţie arată că suma celor două cantităţi (greutatea amestecului bifazic) este constantă, şi anume egală cu greutatea iniţială a apei din ţeavă; ultima ecuaţie a sistemului reprezintă ecuaţia de stare a vaporilor saturaţi din ţeavă (fiind sub temperatura critică, se poate folosi ecuaţia gazelor perfecte); p_s este presiunea la saturaţie, dar crescătoare în timp, kgf/cm²; pentru p_s se poate folosi o expresie empirică, adică $p_s = f(\theta_s)$; V — volumul vaporilor saturaţi din ţeavă, m³,

$$V = \frac{1}{4}\pi d_i^2(l_g + l_a) - g_a/\gamma';$$

cu acestea ecuaţia a cincea a sistemului se poate scrie

$$10^4 f(\theta_s)\left[\frac{1}{4}\pi d_i^2(l_g + l_a) - g_a/\gamma'\right] = 47{,}1\, g_{vs}(273 + \theta_s).$$

Sistemul (23) se poate rezolva numeric cu ajutorul calculatoarelor. El a fost prezentat deoarece explică suficient de bine fenomenele tranzitorii din preîncălzitor şi va constitui baza de plecare în analiza regimului stabilizat.

2.3. Regimul stabilizat de funcţionare furnizează datele necesare proiectării acestor preîncălzitoare. În acest caz, funcţiile t_{g0}, t_g, p_s şi deci θ_s, g_a, g_{vs}, t_a nu mai depind de timp; singura variabilă este abscisa x. Cu această observaţie, sistemul (23) devine:

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{D}{d\tau}\left[\left(1 - n\frac{\pi d_e^2}{4}\right)\Delta V\, c_{pg}\, t_g\right] = \\
&= -\frac{\alpha_1}{3600} n\pi d_e \Delta V(t_g - \theta_s);\\
&\frac{D}{d\tau}\left[\left(1 - n\frac{\pi d_e^2}{4}\right)\Delta V\, c_{pa}\, t_a\right] = \\
&= \frac{\alpha_2}{3600} n\pi d_e \Delta V(\theta_s - t_a);\\
&\alpha_1 \pi d_e l_g(t_g - \theta_s) = \alpha_2 \pi d_e l_a(\theta_s - t_a).
\end{aligned}\right\} \quad (24)$$

În dezvoltarea sistemului (24) se va considera suprafaţa de schimb de căldură curată şi se va neglija căderea de temperatură în peretele ţevii.

Din ultima ecuaţie a sistemului precedent se găseşte temperatura peretelui metalic, considerată egală cu temperatura de saturaţie, θ_s

$$\theta_s = \frac{\alpha_1 l_g t_g + \alpha_2 l_a t_a}{\alpha_1 l_g + \alpha_2 l_a}. \quad (25)$$

Introducind (25) în primele două ecuaţii ale sistemului (24) şi dezvoltînd, se obţine

$$\left.\begin{aligned}
\frac{dt_g}{dx} &= -b_1(t_g - t_a);\\
\frac{dt_a}{dx} &= -b_2(t_g - t_a),
\end{aligned}\right\} \quad (26)$$

unde constantele b_1 şi b_2 au expresiile

$$b_1 = \frac{\alpha_1 n\pi d_e}{3600(1 - n\pi d_e^2/4) w_g c_{pg}} \cdot \frac{\alpha_2 l_a}{\alpha_1 l_g + \alpha_2 l_a}, \quad (27)$$

$$b_2 = \frac{\alpha_2 n\pi d_e}{3600(1 - n\pi d_e^2/4) w_a c_{pa}} \cdot \frac{\alpha_1 l_g}{\alpha_1 l_g + \alpha_2 l_a}. \quad (28)$$

Eliminînd t_a în (26), rezultă legea de variaţie a temperaturii gazelor cu abscisa x (s-au neglijat variaţiile după y şi z)

$$\frac{d^2 t_g}{dx^2} + (b_1 - b_2)\frac{dt_g}{dx} = 0, \quad (29)$$

avînd soluţia

$$t_g(x) = C_1 + C_2 \exp[-(b_1 - b_2)x], \quad (30)$$

ceea ce arată că t_g scade exponenţial cu creşterea lui x. Revenind la sistemul (26), se găseşte şi funcţia $t_a(x)$, (aerul circulă în sensul descrescător al abscisei):

$$t_a(x) = C_1 + \frac{b_2}{b_1} C_2 \exp[-(b_1 - b_2)x]. \quad (31)$$

Constantele C_1 şi C_2 se găsesc din condiţiile la limită: pentru $x = 0$, $t_g(0) = t_{g0}$ şi $t_a(0) = t_{ai}$;

$$\left.\begin{aligned}
C_1 &= t_{g0} - \frac{b_1}{b_1 - b_2}(t_{g0} - t_{ai});\\
C_2 &= -\frac{b_1}{b_1 - b_2}(t_{g0} - t_{ai}).
\end{aligned}\right\} \quad (32)$$

Prin definiţie, diferenţa medie de temperatură între gaze şi aer are expresia:

$$\overline{t_g(x) - t_a(x)} = \Delta t_m = \frac{1}{h}\int_0^h (t_g - t_a)\, dx, \quad (33)$$

unde $x = h$ reprezintă grosimea (în sensul deplasării gazelor) PAI.

Utilizînd expresiile (30) și (31), rezultă formula cunoscută:

$$\Delta t_m = \frac{(t_{g0} - t_{ai}) - (t_{ev} - t_0)}{\ln \frac{t_{g0} - t_{ai}}{t_{ev} - t_0}} \text{ [grd]}; \quad (34)$$

Folosind relația (25), se găsește legea de variație a temperaturii de saturație în elementele PAI:

$$\theta_s(x) = C_1 + \frac{\alpha_1 l_g + \alpha_2 l_a b_2/b_1}{\alpha_1 l_g + \alpha_2 l_a} C_2 \exp \cdot$$
$$\cdot [-(b_1 - b_2)x]. \quad (35)$$

Cunoscînd temperatura de saturație, se găsește și presiunea, mărime folosită la calculul de rezistență a țevilor.

Debitul de abur, g [kgf/h], care trece în fiecare țeavă din zona caldă în zona rece (de la gaze la aer) este de asemenea funcție de x; el se deduce din ecuația de bilanț termic:

$$gr = \alpha_1 \pi d_e l_g (t_g - \theta_s) \text{ [kcal/h]}, \quad (36)$$

unde pentru căldura latentă de vaporizare se poate folosi expresia empirică:

$$r = 595 - 0{,}6\,\theta_s \text{ [kcal/kgf]}. \quad (37)$$

3. Formule pentru dimensionare

Pentru dimensionarea PAI se folosesc formulele specifice calculului suprafețelor de convecție:

— debitul caloric de transmis, kcal/h

$$Q = B_{ef} V_g c_{pg} (t_{g0} - t_{ev}) = B_{ef} V_{aum} c_{pa} (t_{at} - t_0), \quad (38)$$

unde

B_{ef} este consumul orar efectiv de combustibil, kgf/h sau Nm³/h;

V_g — volumul gazelor rezultate din arderea unității de combustibil, Nm³/kgf sau Nm³/Nm³;

V_{aum} — volumul de aer umed necesar arderii unității de combustibil, Nm³/kgf sau Nm³/Nm³;

— coeficientul global de schimb de căldură, k [kcal/m².h. grd], se deduce din ultima relație a sistemului (24):

$$\alpha_1 \pi d_e l_g (t_g - \theta_s) = \alpha_2 \pi d_e l_a (\theta_s - t_a) =$$
$$= k \pi d_e (l_g + l_a)(t_g - t_a). \quad (39)$$

Din (39) rezultă:

$$\frac{1}{k(l_a + l_g)} = \frac{1}{\alpha_1 l_g} + \frac{1}{\alpha_2 l_a}. \quad (40)$$

Cu aceste date se poate calcula suprafața PAI

$$S = \frac{Q}{k \Delta t_m} \text{ [m²]}. \quad (41)$$

Concluzii

În lucrare s-au arătat cîteva avantaje ale PAI, precum și oportunitatea folosirii lui în cadrul schemei termice a unui cazan de abur.

Ținînd seamă de fenomenul real de schimb de căldură între diverșii agenți termici ai preîncălzitorului, s-au dedus sistemele de ecuații, atît pentru regimul tranzitoriu cît și pentru regimul stabilizat.

Rezolvarea acestor sisteme (pentru situațiile mai simple) a dus la găsirea cîmpurilor de temperaturi ca funcții de timp și spațiu.

Lucrarea poate constitui punct de plecare și pentru alte analize.

Ținînd seama de avantajele pe care le prezintă soluția, se consideră util a se analiza aplicarea ei atît la construcțiile noi de cazane, cît și la cele existente.

Bibliografie

[1] Postelnicescu, M. și Neaga, C. *Evitarea coroziunii cazanelor în care se ard combustibili conținînd sulf, prin soluții dependente numai de funcționarea lor.* În: Bul. Inst. politehnic București, mai-august 1968, p. 187—205.

[2] Neaga, C. *Evitarea coroziunii preîncălzitorului de aer prin recircularea gazelor de ardere.* În: Bul. Inst. politehnic București, iulie-august 1970, p. 93—104.

[3] Kuzneţov, N. V. și Gavrilov, A. F. *Vozduhopodogrevateli s promejutocinim teplonositelem.* În: Teploenerghetika nr. 10, 1964, p. 30—34.

[4] Gavrilov, A. F. și Liah, V. Ia. *Vozduhopodogrevateli s promejutocinim teplonositelem.* În: Teploenerghetika, nr. 3, 1965, p. 11—17.

[5] Gavrilov, A. F. ș.a. *Kombinirovannîi vozduhopodogrevateli na pileslanțevom kotle.* În: Teploenerghetika, nr. 1, 1974, p. 25-28.

[6] Ionescu, D. V. și Kalik, C. *Ecuații diferențiale ordinare și cu derivate parțiale.* Editura didactică și pedagogică, București, 1965.

[7] Liubošiț, A. I. și Seiman, V. A. *Reghenerativnîi teploobmen v plotnom sloe.* Minsk, 1970.

Efectele reducerii parametrilor agentului termic pentru unele procese tehnologice dintr-o întreprindere caracteristică industriei chimice

Dr. ing. **V. Athanasovici**
și ing. **Daniela Marinescu** *

1. Aspecte generale

Alimentarea cu căldură a marilor consumatori industriali impune utilizarea unor mai mulți agenți termici cu nivele de presiune și temperatură diferite.

Alegerea parametrilor agenților termici se face în funcție de condițiile impuse de procesele tehnologice ale consumatorului. Atunci cînd această alegere nu ține seama de condițiile de funcționare a sursei de căldură, mai ales cînd aceasta este o centrală electrică de termoficare, se poate ajunge la efecte economice negative atît pentru consumator, dar mai ales pentru sursă.

Astfel, sînt foarte dese cazurile în care consumatorii tehnologici sînt alimentați cu abur cu o presiune mult mai mare decît aceea necesară proceselor respective. Aceasta este o consecință a unei greșite înțelegeri a problemelor siguranței desfășurării proceselor tehnologice, iar foarte adesea datorită unei cunoașteri superficiale a condițiilor termice impuse de procesele respective.

Ca urmare, sursa de căldură este nevoită să livreze aburul cu presiuni ridicate — corespunzător celor impuse de consumatori — ceea ce mărește costul, respectiv prețul de vînzare și investițiile în rețeaua termică de transport.

Chiar dacă în anumite cazuri această creștere a parametrilor la consumator conduce la o reducere a investițiilor în aparatele tehnologice, aspectele economice trebuie analizate ținînd seama de ansamblul sistemului de alimentare cu căldură — sursă, rețea de transport, consumator — reflectate la nivelul economiei naționale.

În lucrarea de față problema aceasta îmbracă unele aspecte caracteristice, fiind vorba de instalații existente — atît consumatorul cît și sursa. Astfel, în proiect unii dintre consumatorii platformei respective au fost prevăzuți să utilizeze abur de 7 ata — aparatele de schimb de căldură fiind dimensionate în consecință —, dar în prezent ei utilizează abur de 13 ata, iar numai o mică parte au fost trecuți pe 7 ata.

2. Consumurile de căldură

Alimentarea cu căldură a acestei platforme este asigurată de o mare CET, conform schemei din figura 1, din prizele industriale a două turbine cu condensație de 50 MW fiecare.

Secțiile platformei industriale sînt alimentate direct din cele patru bare de consum (I, II), cîte două pe fiecare nivel de presiune. La intrarea în secții sînt instalate reductoare de presiune a aburului, pînă la nivelul necesar proceselor tehnologice.

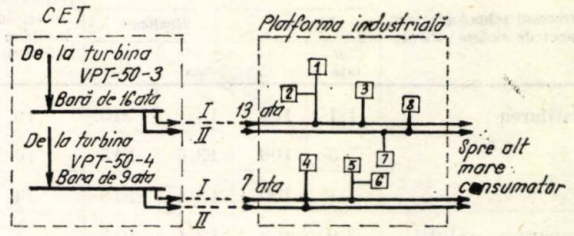


Fig. 1. Schema alimentării cu căldură a platformei industriale
I, II — cele două bare de consum;
1 ... 8 — principalii consumatori (secții).

În tabelul 1 sînt prezentate debitele medii anuale de abur consumate și parametrii săi la CET, respectiv la intrarea pe platforma industrială.

Platforma industrială respectivă reprezintă unul dintre cei mai mari consumatori de abur ai CET: circa 80% din aburul de pe bara de 16 ata și 40% din cel de pe bara de 9 ata.

În momentul de față, caracteristic pentru CET este faptul că bara de 16 ata este suprаîncărcată, în timp ce bara de 7 ata are încă disponibil de abur. Ca urmare, din punctul de

Tabelul 1

Consumurile de abur — valori medii anuale

Debitul de abur (t/h)		Parametrii aburului							
		La CET				Pe platformă			
13 ata	7 ata	bara 16 ata		bara 9 ata		bara 13 ata		bara 7 ata	
		p (ata)	t (°C)	p (ata)	t (°C)	p (ata)	t (°C)	p (ata)	t (°C)
41	31	16	280	7	195	13	215	6,5	160

* Dr. ing. Victor Athanasovici este șef de lucrări la Catedra de centrale electrice din Institutul politehnic București. Ing. Daniela Marinescu lucrează la serviciul mecano-energetic al Întreprinderii de medicamente București.

vedere al încărcării CET, este recomandabilă trecerea unei cote cît mai mari din consumul de abur de 13 ata pe cel de 7 ata.

3. Procesele tehnologice caracteristice

În cadrul platformei industriale există mai multe tipuri de procese caracteristice diferitelor secții, fiecare necesitînd agentul termic la diverși parametri. O parte din aparatele tehnologice deservesc procese ciclice, în cadrul cărora perioadele de încălzire — cu abur sau apă fierbinte — alternează cu cele de răcire, pentru a urmări temperatura variabilă impusă. Ca urmare, durata perioadei de încălzire este funcție de tipul șarjei respective și de parametrii agentului termic utilizat.

În tabelul 2 sînt prezentați consumatorii caracteristici, alimentați cu abur de 13 ata.

Tabelul 2

Procese tehnologice caracteristice — parametrii agentului termic

Procesul tehnologic (din punct de vedere chimic)	Parametrii agentului termic				Durata perioadei de încălzire τ (ore/zi)
	Necesari		Realizați		
	p (ata)	t (°C)	p^* (ata)	t (°C)	
Distilarea	1,1	100	13/4	215	16
	3.5	100	13/6	215	16
	1,1	100	13/4	215	24
Preparare soluții	3,0	100	13/4	215	4
Sterilizare	1,5	121	13/4	215	24
	3,5	130	13/6	215	24
Uscare	2,0	120	13/4	215	24
	13,0	220	13	215	5
	0,3	40	13/4	215	24
Fermentație	6,0	130	13/6	215	6
	0,3	40			
Hidroliză	3,5	80	13/6	215	1
Oxidare	2,0	40	13/4	215	2
Acetonare	0,7	70	13/4	215	24
Prepararea apei calde	1,0	80	13/4	215	16

Observații:

— presiunea înainte și după stația de reducere din secție.
— în cadrul aceluiași tip de proces tehnologic, apar totuși parametri diferiți ai aburului utilizat, datorită tipului constructiv diferit de realizare a aparatului consumator.

După cum se poate vedea, procesele tehnologice ce utilizează în prezent abur de 13 ata necesită în marea majoritate abur cu temperaturi între 40°C și 130°C, respectiv cu presiuni de 0,3—6 ata.

Un singur consumator — cel de uscare (atomizorul) — necesită abur de 13 ata și 220°C. Duratele zilnice de utilizare a aburului în procesele respective variază între 0,5—24 h.

Realizarea parametrilor impuși de acești consumatori se face prin utilizarea stațiilor de reducere a presiunii, montate în secțiile respective.

Se constată că, în afara consumatorului de 13 ata cu 220°C, toți ceilalți consumatori pot fi de fapt alimentați cu abur de 7 ata și 165°C, disponibil la CET.

Trecerea acestor consumatori pe bara de 7 ata nu necesită investiții suplimentare, deoarece una dintre conductele care în prezent asigură alimentarea cu abur de 13 ata a platformei va putea fi trecută pe 7 ata, atunci cînd consumul respectiv va necesita aceasta.

În ceea ce privește consumatorul ce necesită abur de 13 ata la 220°C, acesta este caracterizat de faptul că pentru uscarea materiei prime utilizează atît aburul, cît și încălzirea electrică, după cum rezultă din figura 2. Puterea instalată a rezistențelor electrice este de 26,25 kW.

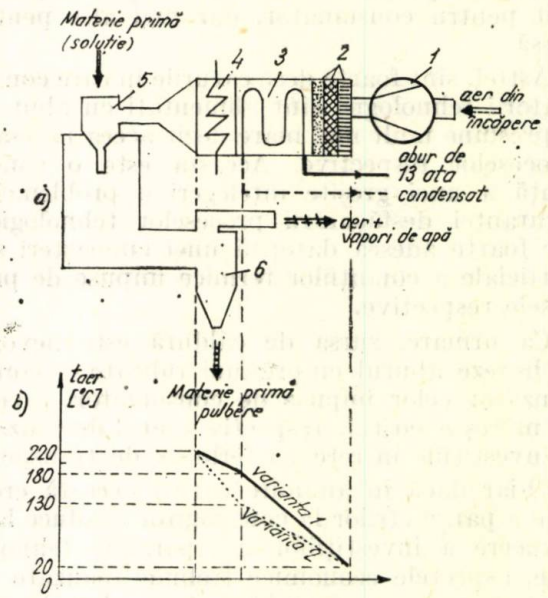


Fig. 2.

a — schema instalației de uscare (atomizorul);
b — variația temperaturii aerului în aparat.

1 — ventilator de aer; *2* — filtru de aer; *3* — serpentină pentru încălzirea cu abur; *4* — rezistență electrică pentru încălzire; *5* — pîlnie pentru pulverizarea soluției; *6* — evacuarea materiei prime sub formă de pulbere și a aerului cu vapori de apă.

——— variația temperaturii aerului în varianta 1;
---------- variația temperaturii aerului în varianta 2.

4. Analiza comparativă a posibilităților de alimentare cu căldură

Studiul consumatorilor alimentați în prezent cu abur de 13 ata (tabelul 2) permite propunerea următoarelor două variante de alimentare cu căldură a lor:

1. Trecerea tuturor consumatorilor care impun nivele termice sub 160°C pe bara de 7 ata

a platformei, iar consumatorul care necesită 220°C rămîne în continuare să fie alimentat dintr-una din barele de 13 ata.

2. Trecerea tuturor consumatorilor de pe bara de 13 ata pe bara de 7 ata, cu introducerea suplimentară a unor rezistențe electrice corespunzătoare, la consumatorul care impune 220°C (atomizorul).

Rezultatele calculelor tehnico-economice comparative între aceste două variante și situația actuală sînt prezentate în tabelele 3 și 4.

Tabelul 3

Elemente tehnice comparative

Mărimi caracteristice / Varianta	Debite de abur (t/h)		Diferența de putere produsă la CET ΔP_p (MW)	Diferența de energie în termoficare ΔE_T (MWh/an)	Economia de combustibil ΔB (tc.c./an)	Plus de putere instalată la consumator ΔP_C (kW)
	bara 13 ata	bara 7 ata				
Actuală	41	31	—	—	—	—
1	7	65	0,71	1220	417	—
2	—	72	0,83	1400	480	38,75

unde:

ΔP_p este diferența de putere produsă suplimentar în termoficare de către CET, prin trecerea consumatorilor de pe bara de 13 ata pe aceea de 7 ata;

ΔE_T — diferența de energie electrică produsă anual suplimentar în termoficare datorită diferenței de putere ΔP_p;

ΔB — economia anuală de combustibil realizată la CET, prin plusul de energie în termoficare ΔE_T (echivalare la nivelul sistemului energetic național);

ΔP_C — plusul de putere necesar a fi instalată la consumator, pentru a prelua diferența de temperatură suplimentară, impusă de procesul tehnologic.

în care:

$$\Delta P_C = P'_C - P_C \text{ [kW]}$$

și

$$P'_C = P_C \cdot \frac{\Delta t'}{\Delta t} \text{ [kW]},$$

unde:

P_C, P'_C — puterea rezistenței electrice a instalației de uscare (fig. 2) în prezent, respectiv necesară în cazul utilizării aburului de 7 ata în locul celuide 13 ata, în kW;

Δt — diferența de temperatură necesară uscării, creată în situația actuală de rezistența electrică existentă.

($\Delta t = 220° - 180° = 40$ grd.);

$\Delta t'$ — diferența de temperatură necesară uscării în cazul înlocuirii aburului de 13 ata cu cel de 7 ata.

($\Delta t' = 220° - 130° = 90$ grd.)

Tabelul 4

Economia de cheltuieli anuale (în 10^3 lei/an)

Cheltuieli / Varianta	$\Delta C_{\Delta E_T}$	$\Delta C_{\Delta B}$	ΔC_{CET}	ΔC^e_{cons}	ΔC^e_{cons}	ΔC_{cons}	ΔC
1	97,6	188	285,6	732,2	—	732,2	1 017,8
2	112,0	216	328	932,0	−31,9	900,1	1 228,1

unde:

$\Delta C_{\Delta E_T}$ — economia de cheltuieli anuale, realizată la CET, datorită plusului de energie electrică produsă în termoficare;

$\Delta C_{\Delta B}$ — economia de cheltuieli anuale, realizată la CET, datorită economiei de combustibil ΔB;

ΔC^e_{cons} — economia de cheltuieli anuale realizată de consumator prin utilizarea aburului de 7 ata, în locul celui de 13 ata (datorită diferenței între prețurile de vînzare a aburului respectiv);

ΔC^e_{cons} — plusul de cheltuieli necesare la consumator pentru cumpărarea plusului de energie electrică necesară uscării (varianta 2);

ΔC_{CET} — economia anuală de cheltuieli realizată la CET;

ΔC_{cons} — economia anuală de cheltuieli realizată la consumator;

ΔC — economia anuală de cheltuieli pe ansamblul sistemului de termoficare — la nivelul economiei naționale.

în care

$$\Delta C_{CET} = \Delta C_{\Delta E_T} + \Delta C_{\Delta B}$$

$$\Delta C_{cons} = \Delta C^c_{cons} + \Delta C^e_{cons}$$

$$\Delta C = \Delta C_{CET} + \Delta C_{cons}.$$

Calculele au fost efectuate ținîndu-se seama de prețurile diferențiate de vînzare a aburului la cele două nivele de presiune, în situația de față a încărcării CET. În cazul trecerii aburului de 13 ata pe bara de 7 ata, se îmbunătățește încărcarea barei de 9 ata la CET, ceea ce va permite reducerea suplimentară a prețului aburului respectiv. Ca urmare, diferențele de cheltuieli anuale ΔC^e_{cons} vor crește în favoarea variantei propuse.

În varianta 2, pentru instalația de uscare, va trebui analizată soluția tehnică concretă pentru instalarea suplimentului de putere nece-

sară rezistenței electrice existentă în prezent (posibilitatea există).

În ce privește funcționarea aparatelor de schimb de căldură ale instalațiilor tehnologice cu noii parametri ai aburului, aceasta va fi posibilă deoarece aparatele respective au fost dimensionate de fapt pentru acești parametri. Ceea ce se va putea modifica în regimurile de funcționare a instalațiilor respective vor fi duratele perioadelor de încălzire, pentru acele aparate cu funcționare periodică — perioade de încălzire alternate cu perioade de răcire. Aceasta va conduce la o creștere a consumului zilnic de abur, față de prezent, mărind în consecință cheltuielile anuale pentru aburul cumpărat de la CET. Creșterea respectivă va fi însă diminuată de faptul că ea va conduce la o și mai bună încărcare a barei de 9 ata din CET, ceea ce va permite o reducere suplimentară a prețului de vînzare aferent.

Concluzii

Analiza tehnico-economică efectuată pentru întreprinderea respectivă, caracteristică industriei chimice din punct de vedere tehnologic și al consumurilor de căldură, a arătat necesitatea înlocuirii aburului de 13 ata cu cel de 7 ata, ceea ce va conduce la importante economii anuale de combustibil la CET (ΔB = = 417 —420 t c.c./an) și la economii de cheltuieli atît la consumator ($\Delta C_{cons} \cong 730 - 900$ mii lei/an) cît și pe ansamblul sistemului de termoficare CET — consumator ($\Delta C \cong 1016 -$ 1228 mii lei/an).

Dintre cele două variante propuse, varianta 2 este mai eficientă economic, în condițiile în care soluția tehnică necesară pentru suplimentarea puterii rezistenței electrice a instalației de uscare (atomizor) nu va necesita investiții suplimentare mari.

Soluțiile propuse sînt aplicabile practic, deoarece instalațiile tehnologice în cauză permit micșorarea parametrilor aburului utilizat, fără a influența procesele chimice (tehnologice).

Avantajele reducerii parametrilor aburului la punctele de consum pot fi mai mari dacă se ține seama de aceasta încă din faza de proiectare a instalațiilor consumatoare, cînd, pe lîngă economiile puse în evidență de lucrarea de față, mai apar și reduceri de investiții aferente rețelei de termoficare de transport și distribuție.

NOTĂ. De la data intrării în redacție a articolului de mai sus, în urma propunerilor prezentate și ținînd seama de siguranța alimentării cu căldură a consumatorilor, s-a trecut la aplicarea variantei 1.

Ca urmare, au rezultat următoarele:

1 — Consumurile orare medii lunare — totale și la cele două nivele de consum — s-au redus cu 12%. Deci, față de creșterea scontată a consumului de abur, în realitate el a scăzut datorită măsurilor tehnico-organizatorice aplicate: întreținerea și corecta exploatare a oalelor de condensat și reducerea pierderilor prin neetanșeități.

2. Trecerea majorității aparatelor de schimb de căldură de la funcționarea cu abur de 13 ata la cel de 7 ata a condus la reducerea perioadei de răcire a lor. Ca urmare a scăzut sensibil cantitatea de apă de răcire, respectiv consumul de energie pentru pompare.

3. Durata unei șarje a rămas aproximativ aceeași, deoarece creșterea duratei de încălzire a aparatelor tehnologice este compensată prin reducerea perioadei de răcire.

În final, pentru o perioadă de funcționare de 6 luni, pe baza propunerii făcute consumatorul a realizat o economie suplimentară față de aceea scontată (vezi tabelul 4, varianta 1), $\Delta C_{cons} = 144\%$.

(Articol intrat în redacție la 8 decembrie 1975)

Metodă de stabilire a rapidității specifice și a turației sincrone la hidroagregatele tip Francis. Aplicații, rezultate și realizarea reducerii costului de fabricație

Ing. **R. Dimitriu***

Rapiditatea specifică la turbinele hidraulice

$$n_s = \frac{n}{H}\sqrt{\frac{P}{\sqrt{H}}}, \qquad (1)$$

în care

n_s este rapiditatea specifică, cifră caracteristică reprezentînd turația sincronă a unei turbine de 1 CP funcționînd la căderea de 1 m;

n — turația sincronă a hidrogeneratorului, t/min;

H — căderea de calcul a turbinei, m;

P — puterea turbinei în CP,

$P = 13{,}33\,; QH\eta$ fiind: Q — debitul de calcul în m³/s, H — căderea în m și η — randamentul turbinei,

folosește la stabilirea tipului de turbină (Pelton, Francis, Kaplan), funcție de cădere și a turației sincrone de antrenare a generatorului electric.

Pentru turbinele Francis, domeniul rapidității specifice este cuprins între 25 și 150 pentru turbinele Francis lente, între 50 și 300 pentru turbinele Francis normale și între 300 și 450 pentru turbinele Francis rapide.

* Ing. Radu Dimitriu este inginer principal la Centrala industrială de utilaj energetic, metalurgic și mașini de ridicat, din cadrul Ministerului Industriei Construcțiilor de Mașini.

Rapiditatea are o influenţă directă asupra dimensionării rotorului turbinelor. Diametrul de intrare al apei în acesta scade sensibil pe măsura creşterii rapidităţii specifice n_s, care influenţează totodată direct şi dimensiunile celorlalte organe principale ale turbinei.

În prezent, firmele constructoare de turbine hidraulice adoptă soluţii constructive cît mai economice, în sensul că se merge cu rapiditatea specifică în domeniul de cavitaţie al maşinii, deci cu o turaţie mai ridicată şi cu dimensiuni mai reduse ale turbinei la aceeaşi putere.

Fenomenul de cavitaţie, care constă în degajarea nativă de oxigen avînd drept consecinţă fenomene de coroziune puternică a paletelor, este evitat parţial astăzi prin adoptarea de oţeluri speciale incorodal la fabricarea rotoarelor turbinelor Francis, cît şi prin schimbarea completă a rotoarelor după un număr de ani de funcţionare.

La nivelul anilor 1950—1955, pentru evitarea fenomenului de cavitaţie se utilizau la stabilirea rapidităţii specifice mai frecvent formulele [1] şi [3]:

$$n_s = (0{,}9 : 0{,}95)\frac{27000}{H + 46} - 13 \qquad (2)$$

$$n_s = \frac{2200}{H^{0{,}57}} \qquad (3)$$

(H = căderea de calcul a turbinei, în metri)

Aceste formule nu mai corespund astăzi, deoarece aplicînd formulele respective la un număr de circa 45 de turbine realizate şi în funcţiune începînd cu anul 1960, pentru stabilirea turaţiei sincrone, se capătă turaţii cu mult sub cele realizate constructiv.

În baza unor încercări succesive s-a putut stabili următoarea formulă statistică experimentală, aplicabilă turbinelor Francis de la puterile cele mai mici (de ordinul sutelor de CP) pînă la puterile cele mai mari (de ordinul sutelor de mii de CP) şi în gama de căderi de la 50 pînă la 1000 m.

$$n_s = 1{,}041\left(\frac{66\,000}{H + 185} - 25\right). \qquad (4)$$

Pe baza acestei formule s-a trasat curba $n_s = f(H)$, care este o hiperbolă echilaterală la axele de coordonate (fig. 1).

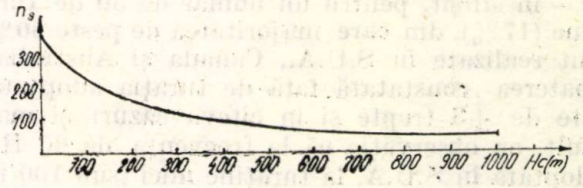


Fig. 1

În tabelul 1 se prezintă cîteva rezultate mai caracteristice obţinute pentru turbine Francis realizate în lume cu gama cea mai largă de puteri şi de căderi. Rezultatele sînt prezentate

Tabelul 1

Nr. crt.	Centrala hidroelectrică	Ţara	Parametrii funcţionali ai turbinei			$n_s = 1{,}041 \times \left(\frac{66\,000}{H+185} - 25\right)$	$n = \frac{n_s H}{\sqrt{\frac{P}{\sqrt{H}}}}$	n sincron cel mai apropiat, t/min	Abaterea în nr. de trepte faţă de n ales	Obs.
			P unitar, CP	H calculat, m	n, ture/min					
1	Ryukan III	Norvegia	34 700	45	167	262,0	163	167	0	În funcţiune
2	Rana-Pratap Sagar	India	74 700	50	125	268,0	129	125	0	În funcţiune
3	Poiana Uzului	R.S.R.	955	54	1 000	270,0	1 280	1 000	0	În funcţiune
4	Menyl	Iran	24 500	63	300	252,0	286	300	0	În funcţiune
5	Poiana Uzului	R.S.R.	4 900	68	600	239,0	668	600	0	În funcţiune
6	Tarniţa	R.S.R.	30 500	74	300	193,0	283	300	0	În funcţiune
7	Vinon	Franţa	35 000	79	300	297,0	297	300	0	În funcţiune
8	Cabora Bassa	Mozambic	670 000	127	107	196,0	103	103,2	−1	În curs de montaj
9	Brădişor	R.S.R.	90 500	129	300	193,0	283	300	0	În execuţie
10	Miller	Spania	11 700	175	750	165,0	980	1 000	+1	În funcţiune
11	Motru	R.S.R.	43 000	188	500	155,7	551	500	0	În execuţie
12	Villa Cova	Portugalia	10 000	190	1 000	157,0	1 111	1 000	0	În funcţiune
13	Fingambuto	Mexic	72 000	380	600	95,5	595	600	0	În funcţiune
14	Drăgan	R.S.R.	116 100	461	600	239,0	668	500	−1	În execuţie
15	Usta	Norvegia	125 000	510	500	73,0	502	500	0	În funcţiune
16	Senj	R.S.F.I.	98 000	554	600	67,0	580	600	0	În funcţiune
17	La Coche	Franţa	106 500	931	600	35,5	560	600	0	Proiect

în ordinea căderii, $n_s = f(H)$ fiind conform formulei, în timp ce P este funcție atît de căderea H cît și de debitul Q.

Aplicînd relația de mai sus la un număr total de 172 turbine din diferite centrale hidroelectrice proiectate, în curs de montaj sau realizate și în funcțiune din perioada 1960—1974, s-au obținut următoarele date statistice procentuale :

— pentru un număr de 75 turbine, reprezentînd 43,90% din total, s-a obținut o turație sincronă identică cu cea adoptată ;

— pentru un număr de 48 de mașini, respectiv în procente 28%, s-a căpătat turația sincronă cea mai apropiată, cu o treaptă de turație în plus sau în minus (± 1) ;

— pentru un număr de 19 turbine, reprezentînd un procentaj de 11,10%, abaterea de turație este de ± 2 trepte ;

— în sfîrșit, pentru un număr de 30 de turbine (17%), din care majoritatea de peste 50% sînt realizate în S.U.A., Canada și Australia, abaterea constatată față de turația adoptată este de ± 3 trepte și în cîteva cazuri și mai mult, cu observația că la frecvența de 60 Hz adoptată în S.U.A. la turațiile mici (sub 100 t/min) treptele de turație sînt foarte apropiate, deci abaterea nu este concludentă.

Variațiile mari sînt influențate și de soluția constructivă aleasă pentru aspirator, adică de valoarea înălțimii de aspirație și de existența sau absența contrapresiunii.

În tabelul precedent au fost prezentate datele caracteristice și pentru un număr de 6 turbine pentru centralele hidroelectrice în curs de montaj și în funcțiune din R.S.R., pentru care formula a dat rezultate fără nici o abatere față de turația sincronă aleasă la un număr de cinci turbine și rezultate cu -1 treaptă abatere de turație față de turația adoptată, la o turbină.

Turbinele sînt fabricate de Întreprinderea de construcții de mașini Reșița și se aliniază la valorile parametrilor obținuți de firmele constructoare din străinătate din punctul de vedere al realizării unor turații și dimensiuni comparabile.

După cum recomandă literatura de specialitate [1], diametrul de intrare a apei în turbinele Francis este legat de rapiditatea specifică n_s prin relația de forma :

$$D = a\sqrt{\frac{Q}{\sqrt{H}}} \qquad (5)$$

coeficientul a fiind o funcție de n_s, iar expresia $\frac{Q}{\sqrt{H}}$ — capacitatea de înghițire a turbinei.

Pe baza notațiilor din figura 2, D_{1e} fiind diametrul de intrare exterior mediu la care facem referință, avem :

$$a_{1e} = 0{,}307 + \frac{160}{n_s} + 0{,}000000083\ n_s^2 \qquad (6)$$

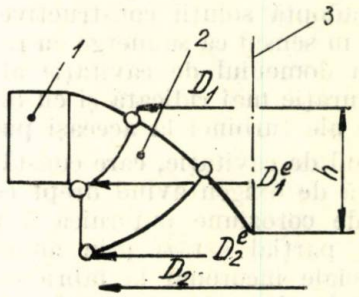


Fig. 2

1 – paletă directoare; *2* – paletă rotor; *3* – ax turbină.

și respectiv

$$D_1^e = a_1 e \sqrt{\frac{Q}{\sqrt{H}}} \qquad (7)$$

și avînd

$$\sqrt{\frac{Q}{\sqrt{H}}} = K,$$

rezultă :

$$D_1^e = a_1^e K. \qquad (8)$$

Pe măsura creșterii rapidității n_s și deci a turației n, scade $a_1 e$ și deci și D_1^e proporțional.

Formula (2) se poate scrie sub forma :

$$n_s \approx 0{,}9\left(\frac{27\,000}{H + 46} - 13\right). \qquad (9)$$

În tabelul 2 sînt calculate, în gama de căderi de la 50 la 1 000 m, rapiditățile specifice n_s, după cele două relații statistice (9) și (4), în care valorile obținute au fost rotunjite.

Dacă se consideră media diferenței între cele două relații pentru gama de căderi cuprinsă între 50 și 1 000 m

$$n_{s\ mediu} = \frac{\sum_1^{20} Sn_s}{20} = \frac{9{,}0 + 28{,}0 + \ldots + 62{,}5}{20},$$

rezultă :

$$n_{s\ mediu} = \frac{1037{,}5}{20} = +51{,}875 = +52\%.$$

În aceste condiții se poate stabili diferența dintre valorile $a_1 e$ (relația 6) și adoptarea unei rapidități specifice mărite cu 52%.

Tabelul 2

Nr. crt.	H = m	$n_s = 0{,}9\left(\frac{27\,000}{H+46} - 13\right)$	$n_s = 1{,}041\left(\frac{66\,000}{H+185} - 25\right)$	Diferența n_s + %
1	50	242	266	9,0
2	100	155	215	28,0
3	150	113	178	36,5
4	200	87	152	43,0
5	250	70	138	49,5
6	300	58	116	50,0
7	350	50	102	51,0
8	400	42	91	53,5
9	450	37	82	55,0
10	500	33	74	55,5
11	550	29	68	57,5
12	600	26	62	58,0
13	650	23	56	59,0
14	700	21	52	60,0
15	750	19	47	59,5
16	800	17	43	60,5
17	850	15	41	63,5
18	900	14	38	63,5
19	950	13	35	63,0
20	1 000	12	32	62,5

Introducînd în formula (6) pe rînd valorile n_s din coloanele 3, respectiv 4, din tabelul 2, rezultă

$$n_{s_{1.2}} = 242$$

$$n_{s_{1.3}} = 266$$

$$a^e_{1.12} = 0{,}307 + \frac{160}{242} + $$

$$+ 0{,}000000083 \times 242^2 = 0{,}9719$$

$$a^e_{1.13} = 0{,}307 + \frac{160}{266} +$$

$$+ 0{,}000000083 \times 266^2 = 0{,}9129$$

Din relațiile (7) și (8)

$$D_{1.12} = a^e_{1.12}\sqrt{\frac{Q}{\sqrt{H}}} = a^e_{1.12}\,K \qquad (11)$$

$$D_{1.13} = a^e_{1.13}\sqrt{\frac{Q}{\sqrt{H}}} = a^e_{1.13}\,K \qquad (12)$$

Împărțind relațiile (12) la (11), rezultă :

$$\frac{D^e_{1.13}}{D^e_{1.12}} = \frac{a^e_{1.13}}{a^e_{1.12}} = \frac{0{,}9129}{0{,}9719} = 0{,}940 \cdot \qquad (13)$$

Continuînd calculele în același mod, se obține

$$n_{s_{2.2}} = 155 \quad \frac{a^e_{1.23}}{a^e_{1.22}} = \frac{D^e_{1.23}}{D^e_{1.22}} = 0{,}815$$
$$n_{s_{2.3}} = 215$$

$$n_{s_{3.2}} = 113 \quad \frac{a^e_{1.33}}{a^e_{1.32}} = \frac{D^e_{1.33}}{D^e_{1.32}} = 0{,}699$$
$$n_{s_{3.3}} = 178$$

$$n_{s_{4.2}} = 17 \quad \frac{a^e_{1.43}}{a^e_{1.42}} = \frac{D^e_{1.43}}{D^e_{1.42}} = 0{,}715$$
$$n_{s_{4.3}} = 152$$

$$n_{s_{5.2}} = 70 \quad \frac{a^e_{1.53}}{a^e_{1.52}} = \frac{D^e_{1.53}}{D^e_{1.52}} = 0{,}550$$
$$n_{s_{5.3}} = 138$$

$$n_{s_{6.2}} = 58 \quad \frac{a^e_{1\,6.3}}{a^e_{1\,6.2}} = \frac{D^e_{16.3}}{D^e_{16.2}} = 0{,}481$$
$$n_{s_{6.3}} = 116$$

$$n_{s_{7.2}} = 50 \quad \frac{a^e_{1\,7.3}}{a^e_{1\,7.2}} = \frac{D^e_{1\,7.3}}{D^e_{1\,7.2}} = 0{,}535$$
$$n_{s_{7.3}} = 102$$

$$n_{s_{8.2}} = 42 \quad \frac{a^e_{1\,8.3}}{a^e_{1\,8.2}} = \frac{D^e_{1\,8.3}}{D^e_{1\,8.2}} = 0{,}510$$
$$n_{s_{8.3}} = 91$$

$$n_{s_{9.2}} = 37 \quad \frac{a^e_{1\,9.3}}{a^e_{1\,9.2}} = \frac{D^e_{1\,9.3}}{D^e_{1\,9.2}} = 0{,}461$$
$$n_{s_{9.3}} = 82$$

$$n_{s_{10.2}} = 33 \quad \frac{a^e_{1\,10.3}}{a^e_{1\,10.3}} = \frac{D^e_{1\,10.3}}{D^e_{1\,10.2}} = 0{,}478$$
$$n_{s_{10.3}} = 74$$

$$n_{s_{11.2}} = 29 \quad \frac{a^e_{1\,11.3}}{a^e_{1\,11.2}} = \frac{D^e_{1\,11.3}}{D^e_{1\,11.2}} = 0{,}475$$
$$n_{s_{11.3}} = 68$$

$$n_{s_{12.2}} = 26 \quad \frac{a^e_{1\,12.3}}{a^e_{1\,12.2}} = \frac{D^e_{1\,12.3}}{D^e_{1\,12.2}} = 0{,}446$$
$$n_{s_{12.3}} = 62$$

$$n_{s_{13.2}} = 23 \quad \frac{a^e_{1\,13.3}}{a^e_{1\,13.2}} = \frac{D^e_{1\,13.3}}{D^e_{1\,13.2}} = 0{,}438$$
$$n_{s_{13.3}} = 56$$

$$n_{s_{14.2}} = 21 \quad \frac{a^e_{1\,14.3}}{a^e_{1\,14.2}} = \frac{D^e_{1\,14.3}}{D^e_{1\,14.2}} = 0{,}430$$
$$n_{s_{14.3}} = 52$$

$$n_{s_{15.2}} = 19 \quad \frac{a^e_{1\,15.3}}{a^e_{1\,15.2}} = \frac{D^e_{1\,15.3}}{D^e_{1\,15.2}} = 0{,}420$$
$$n_{s_{15.3}} = 47$$

$$n_{s_{16.2}} = 16 \quad \frac{a^e_{1\,16.3}}{a^e_{1\,16.2}} = \frac{D^e_{1\,16.3}}{D^e_{1\,16.2}} = 0{,}387$$
$$n_{s_{16.3}} = 43$$

$$n_{s_{17.2}} = 15 \quad \frac{a^e_{1\,17.3}}{a^e_{1\,17.2}} = \frac{D^e_{1\,17.3}}{D^e_{1\,17.2}} = 0{,}360$$
$$n_{s_{17.3}} = 41$$

$$n_{s_{18.2}} = 14 \quad \frac{a^e_{1\,18.3}}{a^e_{1\,18.2}} = \frac{D^e_{1\,18.3}}{D^e_{1\,18.2}} = 0{,}355$$
$$n_{s_{18.3}} = 38$$

$$n_{s_{19.2}} = 13 \quad \frac{a^e_{1\,19.3}}{a^e_{1\,19.2}} = \frac{D^e_{1\,19.3}}{D^e_{1\,19.2}} = 0{,}390$$
$$n_{s_{19.3}} = 35$$

$$n_{s_{20.2}} = 12 \quad \frac{a^e_{1\,20.3}}{a^e_{1\,20.2}} = \frac{D^e_{1\,20.3}}{D^e_{1\,20.2}} = 0{,}390$$
$$n_{s_{20.3}} = 32$$

Luînd media rezultatelor calculate mai sus, se obține o valoare medie :

$$D_{mediu} = \frac{\sum_{i=1}^{20} \frac{D_1^e i_3}{D_1^e i_2}}{20} = \frac{10{,}275}{20} = 0{,}513, \qquad (15)$$

ceea ce înseamnă că reducerea medie la nivelul diametrului de intrare în rotor este de 50 %. Datele prezentate în tabelul 2 se referă la turbine avînd rapiditatea specifică $n_s < 150$ pentru care, conform [1], avem :

$$D_1^i = D_1^e \qquad (16)$$

În acest caz se poate considera rotorul turbinei Francis un cilindru în rotație avînd greutatea :

$$G = \gamma D_1^2 h \ [\text{kg}] \qquad (17)$$

în care :

γ este greutatea specifică a oțelului = 7 800 kg/m³ ;
$D_1 = D_1^e = D_1^i$ — diametrul de intrare-ieșire din rotor ;
h — înălțimea rotorului.

Calculul înălțimii h (fig. 1)

Conform [1], la turbinele Francis normalizate sovietice înălțimea rotorului variază între (0,143 —0,625) D_1^e. Luînd media ponderată a valorilor respective (valoarea 0,143 D_1^e fiind singulară), se obține :

$$h = 0{,}4825\, D_1^e = 0{,}48\, D_1^e \qquad (18)$$

Relația (17) devine deci :

$$G = \gamma D_1^{e2} = 3744\, D_1^{e2} \qquad (19)$$

În aceste condiții, ținînd seama de relația (15) și introducînd raportul de reducție al diametrului D_1^e, $D = 0{,}513$, se obține :

$$G = 3744 \times 0{,}513^2\, D_1^e = 3744 \times 0{,}263169^2\, D_1^e, \qquad (20)$$

ceea ce revine la o reducere proporțională a greutății cu 26 %.

Dimensiunile celorlalte organe principale ale turbinei, adică statorul, carcasa spirală și aspiratorul, se vor reduce într-o proporție similară. Se pot asimila în acest sens carcasa și aspiratorul ca fiind niște cilindri goi în interior. Ca atare, se poate aprecia că, prin adoptarea unei rapidități specifice calculate cu relația (4), greutatea turbinelor și a hidrogeneratoarelor, respectiv costul materialelor de fabricație se reduc cu circa 25 %.

În prezent, Întreprinderea de construcții de mașini Reșița, care fabrică hidroagregate destinate realizării programului energetic 1975 — 1985 și exportului, s-a ridicat la concepțiile de proiectare și realizare constructivă modernă a echipamentelor respective, urmărind realizarea unor parametri funcționali la nivel comparabil cu cel al firmelor străine.

Bibliografie

[1] Pavel, D. *Mașini hidraulice*, vol. I/1954.
[2] Bîrglăzan, A., Anton, V. și Preda, I. *Încercările mașinilor hidraulice și pneumatice*, 1959.
[3] Morozov, A. A. *Utilizarea energiei apelor.*
[4] * * * Institutul de cercetări și proiectări echipamente hidroenergetice filiala Reșița. *Date referitoare la realizarea turbinelor Francis în R.S.R. și în străinătate.*
[5] * * * *Catalogue Neypirc* Franța, KMW și Nohab Suedia, Voith R.F.G.
[6] * * * *Energy International*, S.U.A., mai 1974.

(Articol intrat în redacție la 5 noiembrie 1975)

Influența inductivității conductorului de coborîre pînă la priza de pămînt asupra creșterilor de potențial ale cablurilor de forță și de telecomunicații

Dr. ing. **Balázs D. Máthé**,
ing. **Gheorghe M. Gavrilă**,
ing. **Eugen C. Mihalcea** *

1. Fenomenul fizic și schema echivalentă de calcul

Racordarea construcțiilor civile și industriale la rețeaua electrică exterioară se face adesea prin intermediul unui cablu scurt, în scopul reducerii la minimum posibil a potențialelor periculoase și a curenților de trăsnet, care pătrund în incinta clădirilor sau stațiilor electrice dinspre linia aeriană [1]. Schema de protecție în acest caz poate să fie similară cu cea ilustrată, spre exemplu, în figura 1.

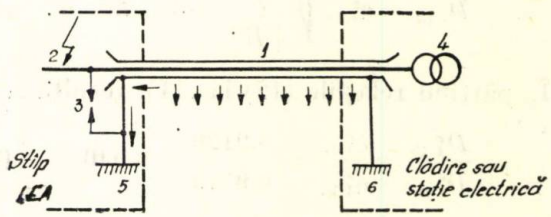


Fig. 1. Schema de protecție a clădirilor și stațiilor electrice împotriva undelor de potențial incidente dinspre LEA și schema echivalentă (de calcul) propusă de Stekolnikov.

Figura 1 reprezintă un cablu scurt, *1*, de ordinul zecilor sau sutelor de metri, care face legătura dintre linia electrică aeriană *2*, la un stîlp cu un descărcător tubular *3* și instalația de distribuție *4*, de tip exterior sau interior.

* Autorii sînt cercetători științifici la ICEMENERG.

Pentru reducerea potențialelor care pot apărea, mantaua și armătura metalică a cablului sînt legate la pămînt, la cutiile terminale, prin prizele *5* și *6*. Atunci cînd armătura cablului este metalică și se află în contact galvanic cu solul, se poate conta pe un efect reducător suplimentar datorită scurgerilor de sarcini electrice de pe mantaua cablului direct în pămînt.

Pînă în prezent, la analiza fenomenului fizic, care apare în acest caz la loviturile directe sau inverse de trăsnet în stîlp, s-a ținut cont numai de rezistența ohmică de legare la pămînt a prizelor de la cele două cutii terminale de cablu și s-a neglijat inductivitatea conductorului de coborîre. Nu s-a ținut cont nici de scurgerile de curenți prin armătura sau mantaua metalică, în sol.

În realitate, la determinarea creșterilor de potențial pe prizele de la stîlp sau din clădire (stație) și la analiza fenomenului de propagare a tensiunilor și a curenților de forme diferite, aceste detalii nu pot fi omise. Astfel, de exemplu, inductivitatea specifică a conductorului de coborîre, care poate să aibă valori între limitele 0,5—1 μH/m [2], chiar la pante relativ mici ale curentului de trăsnet (10 kA/μs) duce la creșteri de potențial de ordinul zecilor și sutelor de kV la cutia terminală de la stîlp și la injectarea unor curenți relativ mari în mantaua (armătura) cablului racordat.

Dacă cablul este suficient de lung și are contact galvanic cu solul, atunci acest potențial scade treptat la valori nepericuloase pentru oameni și pentru izolația echipamentului din clădire (stație).

În aceste condiții, scurgerea în sol a curentului de trăsnet creează potențiale care nu pot fi obținute prin simpla înmulțire a rezistențelor de trecere (chiar de șoc), de legare la pămînt a prizelor, cu valoarea convențională (100 kA) a curentului de trăsnet.

Din aceste motive, în cele ce urmează, pentru un calcul aproximativ s-a folosit schema echivalentă (modelul matematic) reprezentată în figura 2.

Față de schema echivalentă a lui Stekolnikov, modelul matematic propus de autori ține cont, în afara inductivității conductoarelor de coborîre la prize, sau a scurgerilor în sol ale curentului de trăsnet de pe mantaua (armătura) cablului, și de cuplajul rezistiv, inductiv și capacitiv dintre mantaua și firul (vîna) cablului.

Schema echivalentă propusă este simplificată — și în consecință poate fi folosită pentru calcule aproximative — deoarece porțiunea de „cablu scurt" este înlocuită numai prin doi cuadripoli identici, iar scurgerile în sol ale curentului de trăsnet au fost concentrate într-un singur punct, la jumătatea traseului de cablu.

Calculul în această schemă echivalentă va fi acoperitor deoarece nu se ține cont de efectul reductor al receptorului, care de regulă este un circuit RC.

2. Ecuațiile integro-diferențiale și modelul matematic (analogic) al fenomenului tranzitoriu

Pentru determinarea curenților de ramură și în final a potențialelor punctelor *A*, *D* și *E* din schema echivalentă, se utilizează metoda curenților ciclici. Sensul de parcurgere a conturelor (a celor șase ochiuri) este cel orar. Alegînd metoda curenților ciclici pentru evaluarea eficienței schemei de protecție și pentru analiza fenomenului tranzitoriu, se obține un număr

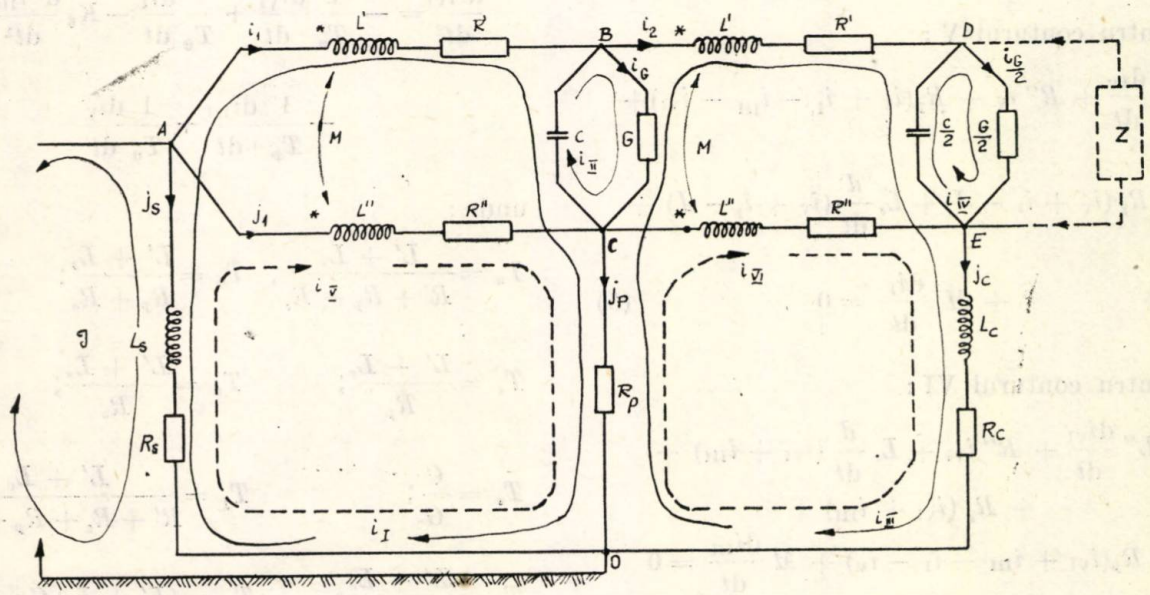


Fig. 2. Schema echivalentă pentru evaluarea eficacității metodei de protecție a construcțiilor civile și industriale împotriva trăsnetelor prin „cablu scurt".

minim de ecuații integro-diferențiale (șase ecuații), și anume :

Pentru conturul I :

$$L'\frac{di_I}{dt} + R' i_I + \frac{1}{C}\int_0^t (i_I - i_{II})\,dt +$$

$$+ R_p(i_I + i_V - i_{III} - i_{VI}) + R_s(i_I + i_V - J) +$$

$$+ L_s\frac{d}{dt}(i_I + i_V - J) + M\frac{di_V}{dt} = 0 \qquad (1)$$

Pentru conturul II :

$$\frac{1}{C}\int_0^t (i_{II} - i_I)\,dt + \frac{1}{G}(i_{II} - i_{III}) = 0 \qquad (2)$$

Pentru conturul III :

$$L'\frac{di_{III}}{dt} + R' i_{III} + \frac{2}{C}\int_0^t (i_{III} - i_{IV})\,dt +$$

$$+ L_c\frac{d}{dt}(i_{III} + i_{VI}) +$$

$$+ R_c(i_{III} + i_{VI}) + R_p(i_{III} + i_{VI} - i_I - i_V) +$$

$$+ \frac{1}{G}(i_{III} - i_{II}) + M\frac{di_{VI}}{dt} = 0 \qquad (3)$$

Pentru conturul IV :

$$\frac{2}{C}\int_0^t (i_{IV} - i_{III})\,dt + \frac{2}{G} i_{IV} = 0 \qquad (4)$$

Pentru conturul V :

$$L''\frac{di_V}{dt} + R'' i_V + R_p(i_V + i_I - i_{III} - i_{VI}) +$$

$$+ R_s(i_V + i_I - J) + L_s\frac{d}{dt}(i_V + i_I - J) +$$

$$+ M\frac{di_I}{dt} = 0 \qquad (5)$$

Pentru conturul VI :

$$L''\frac{di_{VI}}{dt} + R'' i_{VI} + L_c\frac{d}{dt}(i_{VI} + i_{III}) +$$

$$+ R_c(i_{VI} + i_{III}) +$$

$$+ R_p(i_{VI} + i_{III} - i_I - i_V) + M\frac{di_{III}}{dt} = 0 \qquad (6)$$

Eliminînd operațiile de integrare prin derivare și introducînd unele notații de simplificare, se obțin următoarele ecuații diferențiale pentru curenții ciclici :

$$\frac{d^2 i_I}{dt^2} = -\frac{1}{T_a}\frac{di_I}{dt} - \omega_a^2 i_I + \omega_a^2 i_{II} +$$

$$+ \frac{1}{T_c}\frac{di_{III}}{dt} - K_1\frac{d^2 i_V}{dt^2} - \frac{1}{T_b}\frac{di_V}{dt} + \frac{1}{T_c}\frac{di_{VI}}{dt} +$$

$$+ K_2\frac{d^2 J}{dt^2} + \frac{1}{T_d}\frac{dJ}{dt} \qquad (7)$$

$$\frac{di_{II}}{dt} = -\frac{1}{T_e} i_{II} + \frac{1}{T_e} i_I + \frac{di_{III}}{dt} \qquad (8)$$

$$\frac{d^2 i_{III}}{dt^2} = -\frac{1}{T_f}\frac{di_{III}}{dt} - \omega_b^2 i_{III} + \frac{1}{T_g}\frac{di_I}{dt} + \frac{1}{T_h}\frac{di_{II}}{dt} +$$

$$+ \omega_b^2 i_{IV} + \frac{1}{T_g}\frac{di_V}{dt} - K_3\frac{d^2 i_{VI}}{dt^2} - \frac{1}{T_i}\frac{di_{VI}}{dt} \qquad (9)$$

$$\frac{di_{IV}}{dt} = -\frac{1}{T_e} i_{IV} + \frac{1}{T_e} i_{III} \qquad (10)$$

$$\frac{d^2 i_V}{dt^2} = -\frac{1}{T_j}\frac{di_V}{dt} - K_4\frac{d^2 i_I}{dt^2} - \frac{1}{T_k}\frac{di_I}{dt} + \frac{1}{T_l}\frac{di_{III}}{dt} +$$

$$+ \frac{1}{T_l}\frac{di_{VI}}{dt} + K_5\frac{d^2 J}{dt^2} + \frac{1}{T_m}\frac{dJ}{dt} \qquad (11)$$

$$\frac{d^2 i_{VI}}{dt^2} = -\frac{1}{T_n}\frac{di_{VI}}{dt} + \frac{1}{T_0}\frac{di_I}{dt} - K_6\frac{d^2 i_{III}}{dt^2} -$$

$$- \frac{1}{T_p}\frac{di_{III}}{dt} + \frac{1}{T_0}\frac{di_V}{dt} \qquad (12)$$

unde :

$$T_a = \frac{L' + L_s}{R' + R_p + R_s}; \quad T_b = \frac{L' + L_s}{R_p + R_s};$$

$$T_c = \frac{L' + L_s}{R_p}; \qquad T_d = \frac{L' + L_s}{R_s};$$

$$T_e = \frac{C}{G}; \qquad T_f = \frac{L' + L_c}{R' + R_c + R_p + 1/G};$$

$$T_g = \frac{L' + L_c}{R_p}; \qquad T_h = (L' + L_c)\,G;$$

$$T'_i = \frac{L' + L_c}{R_c + R_p}; \qquad T_j = \frac{L'' + L_s}{R'' + R_p + R_s};$$

$$T_k = \frac{L'' + L_s}{R_p + R_s}; \qquad T_l = \frac{L'' + L_s}{R_p};$$

$$T_m = \frac{L'' + L_s}{R_s}; \qquad T_n = \frac{L'' + L_c}{R'' + R_c + R_p};$$

$$T_0 = \frac{L'' + L_c}{R_p}; \qquad T_p = \frac{L'' + L_c}{R_c + R_p}$$

sînt constantele de timp care caracterizează fenomenul tranzitoriu,

$$\omega_a^2 = \frac{1}{(L' + L_s)C}; \qquad \omega_b^2 = \frac{2}{(L' + L_c)C}$$

sînt pulsaţiile şi

$$K_1 = \frac{M + L_s}{L' + L_s}; \qquad K_2 = \frac{L_s}{L' + L_s};$$

$$K_3 = \frac{M + L_c}{L' + L_c}; \qquad K_4 = \frac{M + L_s}{L'' + L_s};$$

$$K_5 = \frac{L_s}{L'' + L_s}; \qquad K_6 = \frac{L_c + M}{L'' + L_c}$$

coeficienţi de proporţionalitate (coeficienţi de pondere).

Rezolvînd sistemul de ecuaţii diferenţiale de gradul doi, redat mai sus, se obţin curenţii ciclici. Valorile curenţilor de ramură exprimate cu ajutorul curenţilor ciclici vor fi următoarele :

$$j_s = J - i_{\mathrm{I}} - i_{\mathrm{V}} \tag{13}$$

$$i_1 = i_{\mathrm{I}} \tag{14}$$

$$j_1 = i_{\mathrm{V}} \tag{15}$$

$$j_p = i_{\mathrm{I}} + i_{\mathrm{V}} - i_{\mathrm{III}} - i_{\mathrm{VI}} \tag{16}$$

$$j_c = i_{\mathrm{III}} + i_{\mathrm{VI}} \tag{17}$$

$$i_{G/2} = i_{\mathrm{IV}} \tag{18}$$

$$i_G = i_{\mathrm{II}} - i_{\mathrm{III}} \tag{19}$$

Pentru scopurile practice prezintă interes deosebit nu curenţii, ci potenţialele faţă de pămînt ale vînei de cablu şi ale mantalei de cablu la cele două capete, sau diferenţa de potenţial dintre acestea la capătul de cablu dinspre clădire, în care se află instalaţia electrică protejată.

Aceste potenţiale şi diferenţe de potenţiale se pot exprima de asemenea cu ajutorul curenţilor ciclici, obţinîndu-se următoarele expresii :

— pentru potenţialul care apare pe priza de pămînt de la stîlp, ţinînd cont şi de inductivitatea conductorului de coborîre :

$$v_{A0} = L_s \frac{\mathrm{d}j_s}{\mathrm{d}t} + R_s j_s = L_s \frac{\mathrm{d}J}{\mathrm{d}t} - L_s \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{I}}}{\mathrm{d}t} -$$

$$- L_s \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{V}}}{\mathrm{d}t} + R_s J - R_s i_{\mathrm{I}} - R_s i_{\mathrm{V}} \tag{20}$$

— pentru potenţialul care apare pe mantaua cablului în clădire şi care poate fi periculos pentru om la atingere :

$$v_{E0} = L_c \frac{\mathrm{d}j_c}{\mathrm{d}t} + R_c j_c = L_c \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{VI}}}{\mathrm{d}t} + L_c \frac{\mathrm{d}i_{\mathrm{III}}}{\mathrm{d}t} +$$

$$+ R_c i_{\mathrm{VI}} + R_c i_{\mathrm{III}} \tag{21}$$

— pentru diferenţa de potenţial dintre vîna şi mantaua cablului, care poate să ducă la perforarea izolaţiei cablului sau a receptoarelor (echipamentului electric) racordate şi poate fi de asemenea periculos pentru om la atingere, în special în cazul cablurilor de telecomunicaţie :

$$u_{DE} = \frac{2}{G} i_{G/2} = \frac{2}{G} i_{\mathrm{IV}} \tag{22}$$

Forma curentului de trăsnet, care reprezintă perturbaţia externă a schemei din figura 2, se aproximează printr-o funcţie continuă şi derivabilă în orice punct al său. Astfel, de exemplu, în cazul curentului de trăsnet, de regulă, se acceptă următoarele expresii :

$$J = J_l (\mathrm{e}^{-\alpha t} - \mathrm{e}^{-\beta t}) \tag{23}$$

sau mai simplificat :

$$J = J_{max}\, \mathrm{e}^{-t/\tau} \tag{24}$$

unde

J_{max} este valoarea maximă instantanee a curentului de trăsnet ;

τ — constanta de timp prin care se evaluează amortizarea curentului de trăsnet în timp ;

$\frac{1}{\alpha}$ şi $\frac{1}{\beta}$ — constante de timp ale celor două curbe exponenţiale, cu ajutorul cărora se redă cu fidelitate mai mare forma curentului de trăsnet ;

$J_t > J_{max}$ reprezintă o valoare de calcul a curentului de trăsnet.

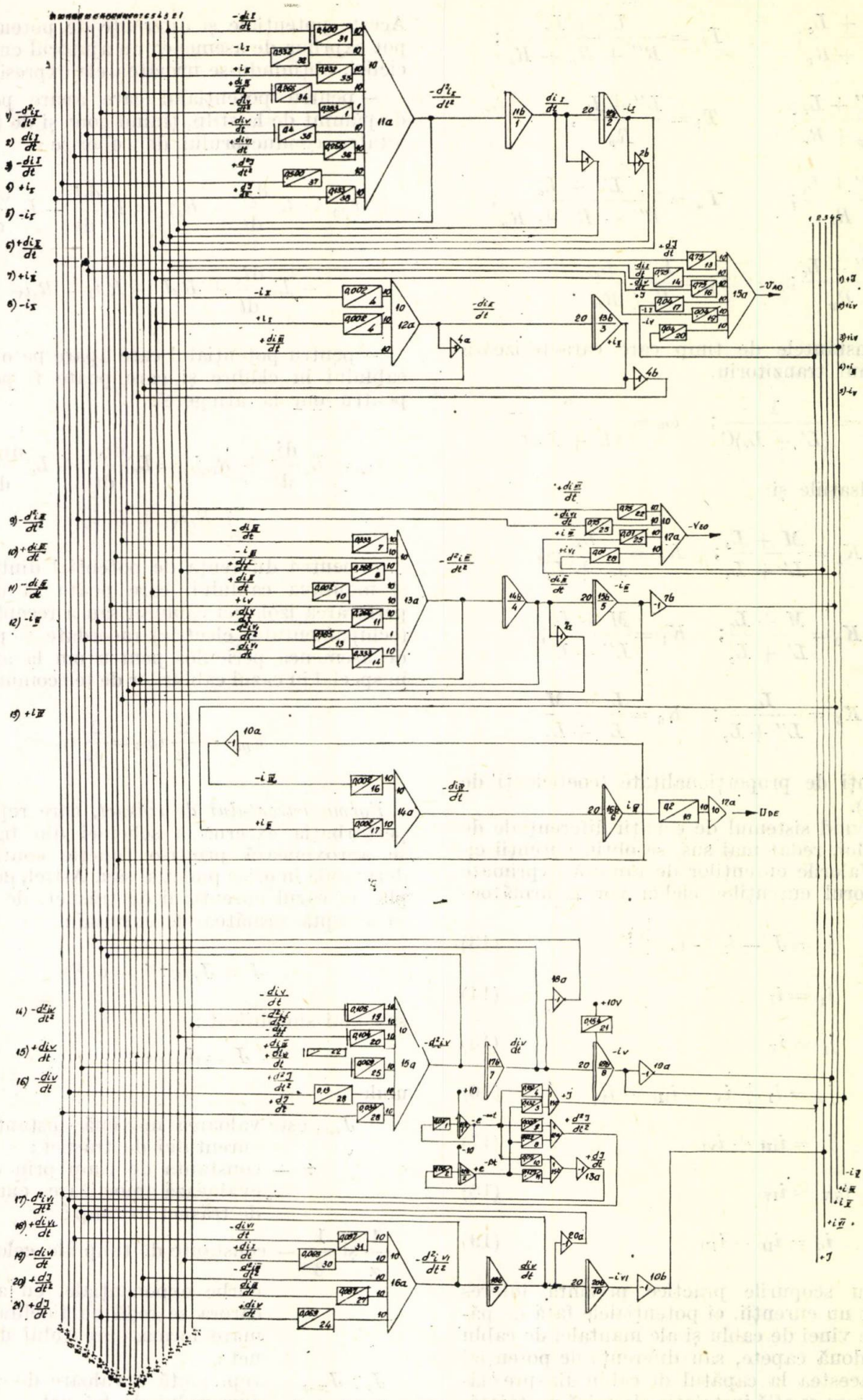
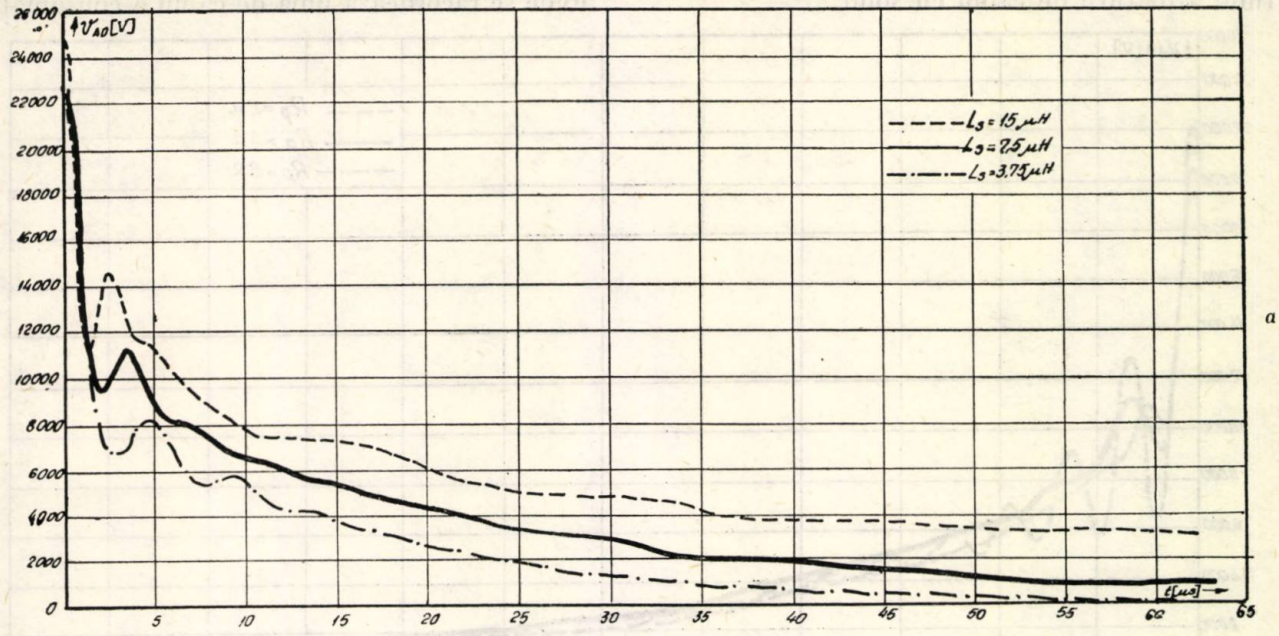


Fig. 3. Modelul analogic folosit pentru cercetarea fenomenului tranzitoriu.

Observație. Unii autori, la analiza unor fenomene tranzitorii legate de loviturile directe de trăsnet, le înlocuiesc pe acestea din urmă cu un generator de tensiune de impuls aperiodic, având o impedanță internă (impedanță caracteristică) de 400 ohmi. Autorii consideră că înlocuirea trăsnetului cu un generator de curent cu impedanță internă infinită exprimă mai corect fenomenul fizic care are loc, deoarece undele de curent reflectate, în acest caz mai ales, nu pot modifica sensibil valoarea curentului de trăsnet (cel puțin a curentului descărcării principale din canalul de trăsnet).

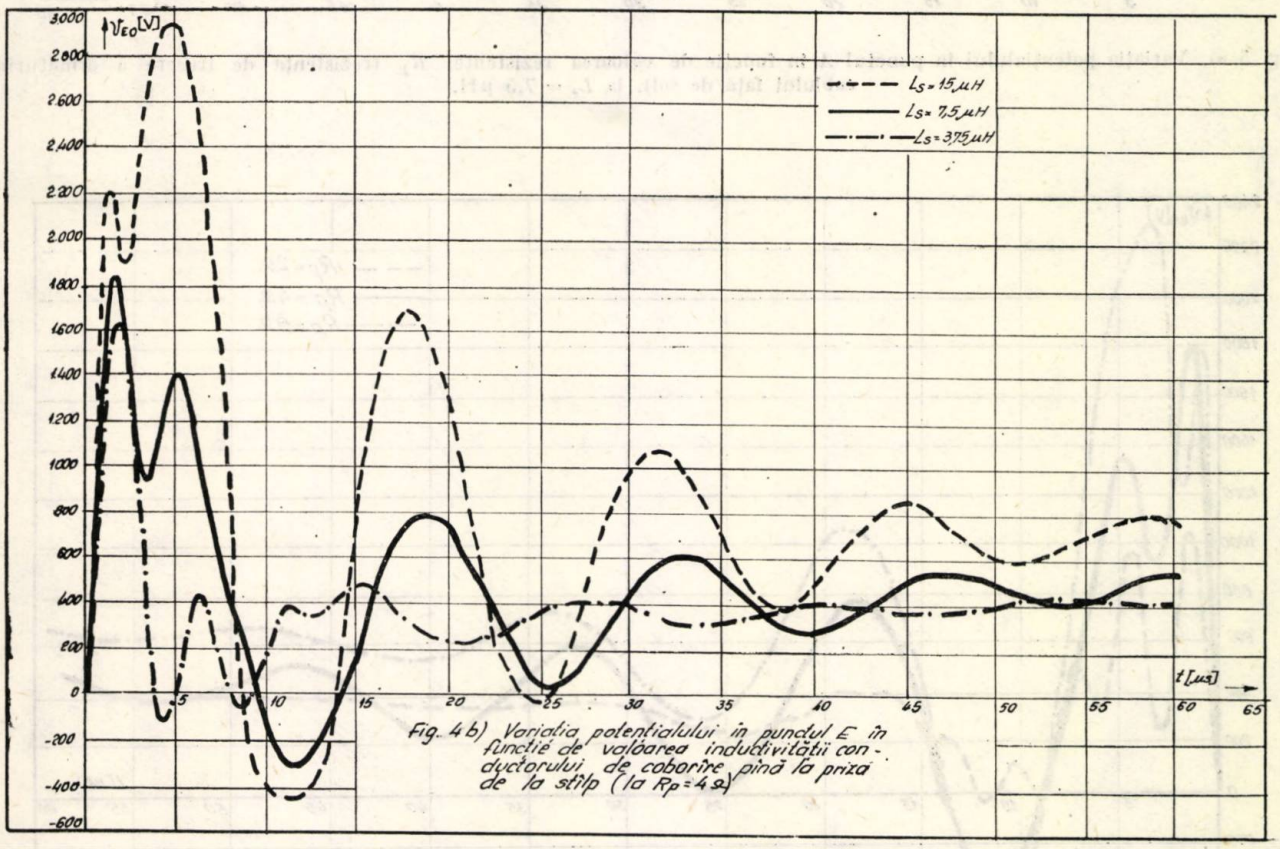
Schema-bloc a modelului analogic pentru cercetarea fenomenului fizic este cea reprezentată în figura 3, în care s-au trecut și coeficienții de modelare ai unui exemplu de schemă care protejează împotriva trăsnetului o construcție industrială de importanță mai mică.

În figura 4 se prezintă pentru ilustrare o familie de curbe din care rezultă influența inductivității conductorului de coborîre la stîlp.



a

Fig. 4 a). Variația potențialului în punctul A în funcție de valoarea inductivității conductorului de coborîre pînă la priza de la stîlp (la $R_p = 4\ \Omega$).



b

Fig. 4 b) Variația potențialului în punctul E în funcție de valoarea inductivității conductorului de coborîre pînă la priza de la stîlp (la $R_p = 4\ \Omega$)

În figura 5 sînt redate curbe de variaţie a dotenţialului în puncte diferite ale schemei de protecţie, din care rezultă influenţa contactului armăturii de cablu cu solul.

Concluzii

1. Valoarea inductivităţii conductorului de coborîre pînă la priza de pămînt de la stîlpul unde se racordează linia de cablu a consumato-

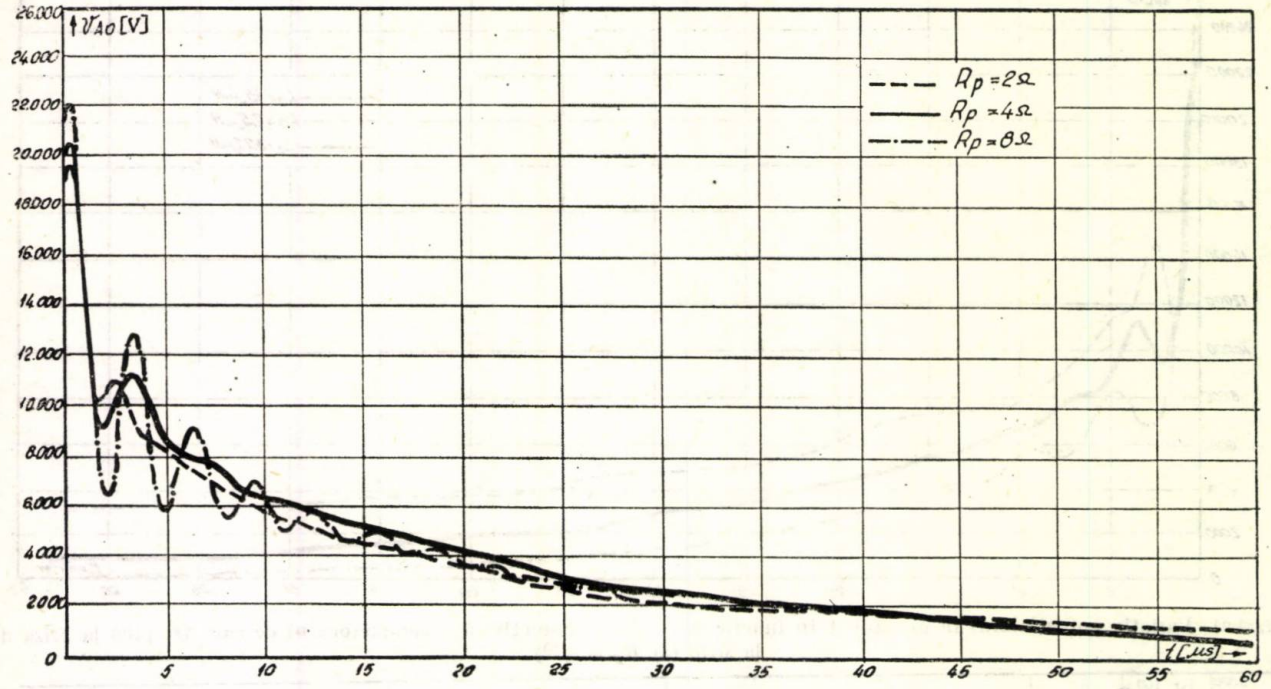


Fig. 5 a). Variaţia potenţialului în punctul A în funcţie de valoarea rezistenţei R_p (rezistenţa de trecere a armăturii cablului faţă de sol), la $L_s = 7{,}5$ μH.

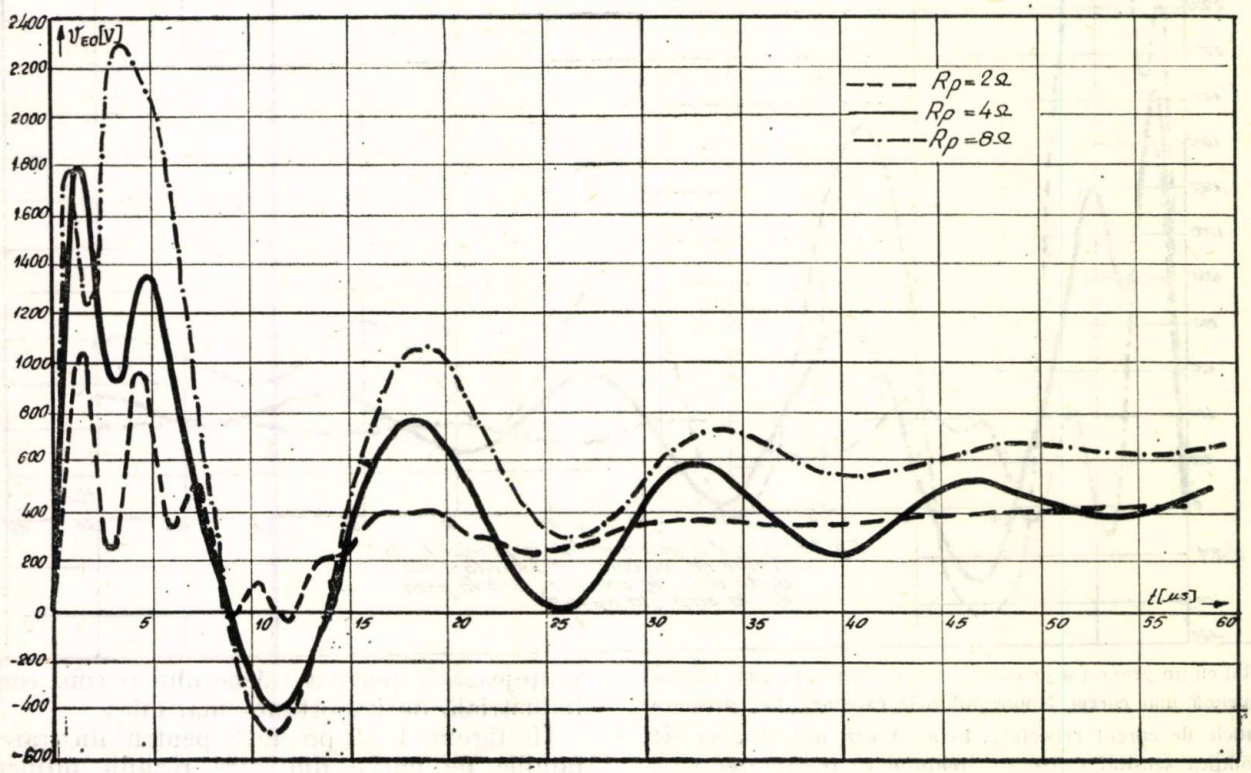


Fig. 5 b). Variaţia potenţialului în punctul E în funcţie de valoarea rezistenţei R_p (rezistenţa de trecere a armăturii cablului faţă de sol) la $L_s = 7{,}5$ μH.

rului la linia electrică aeriană are o importanță deosebită asupra mărimii și formei potențialului care apare pe mantaua și firul (vîna) cablului la cele două capete datorită curenților de trăsnet.

2. Rezistența mică de trecere la pămînt a mantalei (armăturii) de cablu poate să compenseze întrucîtva această creștere de potențial (fără să aibă o influență însemnată asupra valorii potențialului de la stîlp) și un efect considerabil de atenuare asupra valorii potențialelor pe prizele de la clădire (stație).

3. Schema și modelul matematic propus dau posibilitatea efectuării unor investigații rapide asupra fenomenului de atenuare a potențialelor și a curenților care se propagă de-a lungul cablurilor de forță și de telecomunicație privind influența parametrilor cablurilor utilizate, performanțele instalației de legare la pămînt a stîlpului, a clădirii sau stației considerate, variația mărimii potențialelor în funcție de forma curentului de trăsnet etc.

Bibliografie

[1] Mathé, B. și Cazacu, V. *Protecția împotriva trăsnetului a construcțiilor civile și industriale.* Editura tehnică, București, 1969.

[2] János, H. *Szabadvezetékeken létrejövö visszacsapások két problémája.* In: Elektrotechnika 60, nr. 10–11, 1967, p. 497–508.

(Articol intrat în redacție în iulie 1976)

Urmărirea comportării în exploatare, a întreținerii și reparării construcțiilor - în atenția energeticienilor

Ing. **Al. Hristoforov**
și ing. **V. Mustață***

Cu un ritm înalt de dezvoltare, sistemul electroenergetic românesc interconectează astăzi centrale însumînd peste 11 000 MW. Numai investițiile în centrale și rețele electrice au reprezentat în 1974 13,5% din totalul investițiilor în industrie. Avînd în vedere că circa 25% din investițiile energetice reprezintă C + I (construcții și instalații aferente construcțiilor), se poate aprecia ușor volumul important de mijloace fixe ce se adaugă anual fondului de construcții energetice. Halele și clădirile energetice, construcțiile speciale (fundații de mașini, coșuri de fum, turnuri de răcire etc.), rețelele de drumuri și căi ferate industriale, diversele amenajări etc., părți integrante ale avuției naționale, constituie în același timp condiția de funcționare normală și în deplină siguranță a utilajului energetic.

Spre deosebire de alte tipuri de construcții industriale, construcțiile energetice implică un grad foarte înalt de conlucrare cu utilajul, mergînd pînă la a putea fi considerat în unitate funcțională cu acesta. Se impun astfel responsabilități deosebite privind fiabilitatea unităților energetice, exigențe sporite privind execuția și comportarea în exploatare a construcțiilor aferente acestora.

Depunînd eforturi deosebite în concepție și realizare, proiectanții și executanții construcțiilor energetice din țara noastră și-au înscris rezultatele pe linia realizărilor de frunte pe plan mondial.

Experiența de proiectare și execuție din cadrul Ministerului Energiei Electrice, respectiv din Institutul de studii și proiectări energetice și Trustul „Energoconstrucția", a creat condițiile exploatării normale a acestor construcții. De aceea urmărirea comportării lor în exploatare nu s-a constituit ca problemă decît treptat și în primul rînd datorită următorilor factori:

— creșterea puterii nominale a grupurilor, care a dus implicit la creșterea dimensiunii construcțiilor, a mărimii și complexității solicitărilor, la apariția unor condiții speciale de exploatare;

— creșterea gradului de fiabilitate cerut în prezent construcțiilor și instalațiilor energetice;

* Ing. Alexandru Hristoforov este director tehnic la ISPE; Vasile Mustață este inginer proiectant principal la ISPE.

– terminarea lucrărilor de dezvoltare (extindere) a unor centrale, fapt ce lipsește pe beneficiarii acestora de asistență tehnică și intervenția promptă a executantului, care continuă de fapt atîta timp cît există șantier în incintă.

Pe de altă parte, programul de perspectivă privind creșterea puterii instalate în R.S.R., creștere bazată în special pe utilizarea grupurilor de mare putere, impune pregătirea din timp privind rezolvarea tuturor problemelor de exploatare și întreținere a construcțiilor aferente acestora.

Ca urmare a acestei situații, Ministerul Energiei Electrice a luat măsuri energice privind creșterea siguranței în funcționare a construcțiilor și amenajărilor energetice. Au fost stabilite astfel o serie de atribuții ce revin în special CIEET, ISPH și ISPE pentru urmărirea comportării în exploatare — controlul, întreținerea și reparația construcțiilor.

În cadrul acțiunilor întreprinse, CIEET și ISPE au organizat unele preocupări permanente pe linia urmăririi comportării în exploatare a construcțiilor termoenergetice. Aceste preocupări sînt orientate pe două direcții :

a) Organizarea urmăririi statistice a comportării în exploatare a construcțiilor energetice. Aceasta presupune culegerea sistematică de date statistice — observații și măsurători — privind parametrii caracteristici ai comportării în exploatare, analiza și interpretarea acestora în vederea cunoașterii comportării normale și depistării apariției unor fenomene nedorite în exploatare.

b) Modelarea comportării în exploatare pe baza investigațiilor de detaliu și realizarea unor modele matematice, pe calculator, privind comportarea în exploatare a construcțiilor.

Se va realiza astfel o legătură mai organică între proiectare și exploatare, ducînd la creșterea economicității și fiabilității construcțiilor.

Dar acțiunea de urmărire a comportării în exploatare trebuia să cuprindă întregul fond de construcții energetice existent. Trebuiau, de asemenea, precizate condițiile de întreținere și repartiție curentă a acestuia. În aceste condiții, inițierea și aprobarea de către M.E.E. a „Regulamentului de exploatare a construcțiilor și amenajărilor de pe teritoriul obiectivelor energetice" — PE 709/75 satisface o cerință ce devenea tot mai imperioasă. Dezvoltînd și concretizînd o serie de prevederi privind exploatarea și întreținerea construcțiilor, existente în Regulamentul de exploatare din 1967 al M.E.E., noul regulament constituie suportul organizatoric și tehnic al acțiunilor prezentate mai sus. El stabilește normele privind exploatarea, controlul și întreținerea construcțiilor, amenajărilor și instalațiilor aferente construcțiilor, modul de desfășurare a acestor activități și răspunderile personalului M.E.E. pentru realizarea lor.

Nu este în intenția autorilor de a face o prezentare de detaliu a regulamentului, ci de a semnala unele prevederi, mai deosebite, cuprinse în regulament și sarcinile ce le incumbă diverșilor factori care concură la realizarea lor.

Organizarea personalului de specialitate

În forma organizatorică existentă, personalul de întreținere a construcțiilor era dispersat în diversele secții ale unităților energetice, coordonarea lui făcîndu-se de obicei de specialiști din alte domenii. În aceste condiții nu se putea desfășura o activitate unitară, de calitate și cu randamentul necesar. Constituirea „subunităților de întreținere a construcțiilor", în forma prevăzută în capitolul 2.2. al regulamentului, s-a impus ca o condiție indispensabilă pentru realizarea unei activități eficiente de control și întreținere a construcțiilor. Este esențială în concepția organizatorică implicată în noul regulament completarea acestor subunități cu personalul de specialitate normat pentru efectuarea lucrărilor de întreținere și a reparațiilor curente la fondurile fixe ce le revin.

Necesitatea coordonării întregii activități de către un inginer, respectiv un subinginer constructor, este reclamată atît de rezolvarea problemelor tehnice de execuție, cît și de controlul comportării în exploatare și integrității construcțiilor, de efectuarea măsurătorilor și observațiilor privind urmărirea statistică a comportării în exploatare a construcțiilor speciale etc. — activități ce presupun o bună pregătire de specialitate și discernămînt tehnic.

Deziderate similare urmărește organizarea personalului subunității de întreținere a construcțiilor în formații de specialitate.

Este necesar întregul sprijin al Direcției organizare, personal, învățămînt, control (DOPIC) pentru rezolvarea acestor prevederi deosebit de importante pentru transpunerea în practică a întregului regulament.

Control eficient și operativ

În scopul depistării din timp a unor fenomene evolutive, capabile să pună în pericol rezistența și stabilitatea construcțiilor sau să afecteze calitățile lor funcționale, regulamentul prevede o urmărire permanentă a comportării și integrității construcțiilor prin sistemul reviziilor periodice și operative (cap. 4.2). Conținutul și frecvența acestora au fost astfel stabilite, încît constatările și propunerile organelor de revizie să poată fi prinse imediat în planurile de măsuri trimestriale și anuale ale unităților energetice.

O importanţă deosebită se acordă reviziilor anuale, ale căror comisii—stabilite prin regulament — întrunesc organele tehnice şi de decizie ale beneficiarilor şi delegatul proiectantului constructor. Se va realiza astfel un înalt grad de competenţă tehnică şi operativitate decizională, precum şi o colaborare continuă, pe întraga perioadă de execuţie şi exploatare a construcţiilor.

Regulamentul fixează de asemenea componenţa competentă şi răspunderile comisiilor pentru revizii operative — după fenomenele naturale sau evenimentele locale care ar putea afecta construcţiile.

Pentru cazul identificării unor degradări sau avarii, cu ocazia oricărei forme de control a stării şi integrităţii construcţiilor, regulamentul prevede obligativitatea luării de măsuri rapide pentru examinarea importanţei degradărilor sau avariilor şi a cauzelor care le-au provocat, pentru punerea în siguranţă a construcţiilor respective şi limitarea efectelor produse de fenomenele naturale.

Regulamentul prevede obligaţia unităţilor beneficiare de a încheia contracte cu unitatea care a elaborat proiectul iniţial în vederea participării la controlul comportării şi integrităţii construcţiilor, interpretarea observaţiilor şi măsurătorilor şi avizarea proiectelor de reparaţii.

Atenţie deosebită construcţiilor speciale energetice

Organizată pentru prima dată în mod unitar şi detaliat, urmărirea comportării în exploatare a construcţiilor speciale (fundaţii de turbogeneratoare, coşuri de fum etc.) relevă din nou rolul colaborării armonioase între proiectanţii şi beneficiarii construcţiilor. Este deosebit de important ca beneficiarii construcţiilor să efectueze cu regularitate şi corectitudine observaţiile şi măsurătorile stabilite prin regulament, să completeze cu atenţie fişele statistice şi să le trimită proiectantului. La rîndul său, proiectantul trebuie să dea dovadă de operativitate în informarea beneficiarului cu concluziile analizei statistice şi să propună soluţii concrete de oprire a evoluţiei fenomenelor nedorite şi de înlăturare a cauzelor apariţiei acestora.

O colaborare strînsă între beneficiari şi proiectant se cere şi în privinţa stabilirii dotării construcţiilor speciale cu aparatura de măsură şi control, a realizării condiţiilor de acces pentru observaţii şi măsurători, de stabilire a utilajului şi tehnologiilor pentru întreţinerea şi reparaţia curentă etc.

La comanda CIEET, ISPE continuă acţiunea de organizare a urmăririi statistice a comportării în exploatare a construcţiilor, extinzînd această urmărire şi la alte construcţii speciale (turnuri de răcire, baraje etc.). Ele urmează a fi introduse treptat în urmărire curentă.

Măsuri privind pregătirea construcţiilor şi instalaţiilor aferente construcţiilor pentru condiţii speciale de exploatare

O atenţie deosebită s-a acordat în regulament pregătirilor pentru iarnă şi protecţiei contra inundaţiilor.

S-a stabilit o organizare unitară a acestor activităţi — întocmirea unor programe cu termene precise de realizare şi control. „Programul lucrărilor de pregătire în vederea iernii" ar putea servi ulterior ca model de organizare a unor acţiuni unitare privind exploatarea optimă a construcţiilor în condiţii şi situaţii speciale. Desigur, totul va depinde de conţinutul concret dat formelor organizatorice şi de control prevăzute în regulament.

Necesitatea abordării problemelor cu conştiinciozitate profesională şi simţ de răspundere

Regulamentul de exploatare a construcţiilor şi amenajărilor de pe teritoriul obiectivelor energetice nu a putut să rezolve definitiv problemele noi şi complexe pe care le ridică organizarea exploatării, controlului şi întreţinerii construcţiilor energetice. Aceasta cu atît mai mult cu cît redactarea lui a coincis cu perioada de început a preocupărilor organizate, pe care, după cum s-a arătat, le are ISPE privind urmărirea comportării în exploatare a construcţiilor.

Noul regulament a reuşit însă să pună bazele tratării cu simţ de răspundere a problemelor legate de exploatarea construcţiilor energetice, de conservarea caracteristicilor lor constructive şi funcţionale şi de exploatare în condiţii de înaltă fiabilitate.

Desigur, confruntarea cu practica va fi principalul mod de verificare a eficienţei şi bunei întocmiri a regulamentului. În acest sens este binevenită orice observaţie privind dificultăţile obiective în aplicarea prevederilor, precum şi propuneri de completare sau revizuire a acestora.

De curînd CIEET şi ISPE au luat o serie de măsuri—prin circulara din 20 aug. 1976—privind urgentarea de către unităţile şi subunităţile din subordine a creării condiţiilor de aplicare a regulamentului.

În conformitate cu prevederile articolului 2.3.1. alineatul e), conducerile întreprinderilor sînt obligate să verifice executarea întocmai şi la timp a prevederilor privind exploatarea şi întreţinerea construcţiilor, amenajărilor şi instalaţiilor aferente construcţiilor, cuprinse în PE 709/75. Dar numai privind exigenţele regulamentului prin prisma responsabilităţii profesionale şi sociale se va putea realiza colaborarea necesară între beneficiarii şi proiectanţii construcţiilor, între personalul de exploatare şi cel de întreţinere a acestora, în scopul exploatării construcţiilor şi instalaţiilor aferente construcţiilor în condiţiile corespunzătoare unei bune gospodăriri şi unei siguranţe crescînde.

Recenzii

B. MATHÉ, D. CÎRSTEA, E. FELDMAN ŞI O. RARINCA. **Încercarea aparatelor electrice.** Editura tehnică, Bucureşti, 1976, 452 p.

În ultimii zece ani a apărut un număr impresionant de articole în reviste sau lucrări de mai mică sau mai mare întindere care abordează domeniul încercării aparatelor electrice, sub diferite aspecte particulare.

O carte, însă, cum este cea cu titlul de mai sus reprezintă o noutate editorială importantă pentru literatura tehnică în domeniul electrotehnicii şi electroenergeticii aplicate din ţara noastră şi, după cunoştinţa noastră, chiar pe plan mondial (se cunoaşte o singură carte cu o tematică similară, cea a prof. Dzierzbicki, apărută la Lodz, în 1972).

Din acest motiv, sintetizarea şi sistematizarea metodelor de încercare a aparatelor electrice — obiectivul lucrării amintite — constituie o încercare reuşită a colectivului de autori (coordonarea generală aparţine dr. ing. B. Mathé), umplînd o lacună regretabilă în literatura tehnică de specialitate.

Cartea apare într-un moment cînd în ţara noastră în mod special, şi în lume în general, se pune cu acuitate problema măririi siguranţei în funcţionare a sistemelor electroenergetice, a cărei rezolvare se bazează în măsură hotărîtoare pe folosirea unui aparataj electric cu performanţe superioare.

Pentru aceasta însă, este evident că trebuie cunoscute în prealabil performanţele tehnice ale aparatelor şi durata lor de viaţă, fapt realizabil numai prin încercări multiple şi variate, atît la fabrica constructoare cît şi la locul unde acestea funcţionează permanent.

Prin problematica abordată, lucrarea se adresează inginerilor şi tehnicienilor electrotehnicieni care lucrează în standurile de încercări finale şi în laboratoarele de încercări de tip şi de control ale întreprinderilor producătoare de aparataj electric de înaltă sau joasă tensiune, precum şi celor ce lucrează în atelierele specializate în revizia şi repararea acestui aparataj, ale întreprinderilor de exploatare. De asemenea ea este utilă inginerilor şi tehnicienilor electroenergeticieni care se ocupă cu exploatarea şi întreţinerea staţiilor de înaltă şi de joasă tensiune din întreprinderile de reţele electrice şi industriale, precum şi studenţilor care se specializează în domeniul aparatajului electric.

Cartea este împărţită în patru părţi mari, şi anume:

I. Solicitările principale şi condiţiile tehnice generale impuse aparatelor electrice.

II. Încercări comune ale aparatelor electrice.

III. Încercări specifice ale aparatelor de înaltă tensiune.

IV. Încercări specifice ale aparatelor de joasă tensiune.

Partea întîi (51 pag.) cuprinde două capitole, şi anume:

Capitolul 1, „Solicitările şi fenomenele fizice de deteriorare ale aparatelor electrice în exploatare", unde se analizează solicitările electrice, termice, chimico-termice, mecanice, de mediu şi climă etc., ale diferitelor părţi componente ale aparatelor electrice (izolaţia, căile de curent, circuitele magnetice, mecanismele de acţionare, dispozitivele de stingere a arcului electric), precum şi fenomenele fizice care stau la baza solicitărilor amintite; trebuie subliniată, în mod special, bogata ilustrare prin curbe, diagrame, tabele a fenomenelor fizice analizate, înlesnind înţelegerea acestora.

Capitolul 2, „Condiţii tehnice generale impuse şi cuprinsul buletinelor de încercări", în care se analizează performanţele generale pe care trebuie să le îndeplinească părţile componente ale aparatelor electrice şi deci aparatele ca atare, astfel încît acestea să suporte toate probele la care urmează a fi supuse, anticipînd o durată de viaţă corespunzătoare; se dau, de asemenea, indicaţii cu caracter informativ pentru conţinutul buletinelor (protocoalelor) de încercări şi se face o clasificare a încercărilor la care se supun aparatele electrice.

Partea a doua (112 pag.) cuprinde cinci capitole, al căror conţinut este axat pe încercările (comune) ce trebuie efectuate pentru diferitele părţi componente din care sînt constituite toate aparatele electrice.

Astfel, în capitolul 3, „Încercarea izolaţiei aparatelor", sînt descrise cele trei tipuri de încercări clasice ale izolaţiei, şi anume: a) cu tensiune continuă (redresată), unde, pe lîngă metodele cunoscute de măsurare a rezistenţei de izolaţie, determinarea factorului de absorbţie sau a indicelui de polarizare, se insistă asupra unor metode mai noi şi mai puţin utilizate în R.S.R., cum ar fi: ridicarea curbelor de absorbţie, ale tensiunii de revenire şi autodescărcare; b) cu tensiune alternativă (sinusoidală), unde se prezintă şi o metodă mai nouă de investigare a stării izolaţiei privind măsurarea descărcărilor parţiale; c) cu tensiune de impuls (cu unde nominalizate pentru reproducerea efectului supratensiunilor atmosferice şi de comutaţie). În cadrul subcapitolelor amintite se prezintă instalaţiile de încercare cele mai cunoscute, indicînd concret modul de efectuare a probelor şi cum se interpretează rezultatele. La sfîrşitul capitolului se analizează o serie de încercări speciale pentru verificarea izolaţiei aparatelor electrice care funcţionează în condiţii de poluare intensă.

În capitolul 4, „Încercarea căilor de curent", sînt prezentate încercările de încălzire la curent nominal sau la curent echivalent termic şi probele de stabilitate termică şi dinamică ale aparatelor electrice.

Capitolul 5, „Încercarea sistemelor electromagnetice", descrie o serie de metode de încercări, care pot fi folosite la determinarea parametrilor caracteristici (specifici) de funcţionare ai majorităţii mecanismelor şi dispozitivelor electromagnetice utilizate în prezent, cum ar fi: consumurile de energie activă şi reactivă în regimuri staţionare (cvasistaţionare), determinarea pierderilor suplimentare, a curbelor de magnetizare etc.

Capitolul 6, „Încercarea mecanismelor de acţionare", descrie pe scurt cum se măsoară caracteristicile de timp, cum se ridică caracteristicile cinematice, precum şi modul de efectuare a anduranţei mecanice.

După ce se prezintă severitatea condiţiilor de încercare, în capitolul 7 — „Încercarea dispozitivelor de stingere a arcului electric" — se insistă în mod special asupra metodelor de înregistrare a curentului de rupere, a tensiunilor de restabilire, a curentului post-arc etc.

În partea a treia (184 pag.), care cuprinde şase capitole, sînt prezentate încercările specifice ale aparatelor de înaltă tensiune.

Primului dintre capitolele acestei părţi, capitolul 8 — „Aparate de comutaţie de înaltă tensiune" —, datorită complexităţii şi importanţei pe care o au aparatele de comutaţie (întreruptoare, contactoare şi separatoare de sarcină), în buna funcţionare a sistemului energetic şi deci a încercărilor corespunzătoare, în mod firesc i se acordă spaţiul cel mai întins (76 pag).

În acest capitol se descriu încercările care se execută în laboratoarele de mare putere din fabricile constructoare şi în condiţiile sistemului electroenergetic. În ceea ce priveşte încercarea întreruptoarelor, sînt descrise probele de: anduranţă mecanică, capacitate de comutaţie, secvenţele de scurtcircuit conform STAS 3686/74 şi CEI 56, precum şi schemele de încercare la defect kilometric, discordanţa de fază, curent critic, deconectarea liniilor şi cablurilor în gol, deconectarea bateriilor de condensatoare, a curenţilor mici inductivi. Se descriu de asemenea particularităţile privind încercarea separatoarelor de sarcină, încercările în sistemul electroenergetic, precum şi o serie de aspecte deosebit de interesante ale modului de desfăşurare concretă a încercărilor în laboratorul de mare putere al ICP „Electroputere" — Craiova, unul dintre laboratoarele cele mai mari din Europa.

În capitolul 9, ,,Descărcătoare'', după ce se prezintă tipurile și condițiile generale de încercare, se analizează modul de efectuare a încercărilor de izolație, determinarea tensiunii de amorsare la frecvență industrială, caracteristica tensiune-timp, verificarea tensiunii reziduale la curent nominal, caracteristica volt-amper, capacitatea de descărcare, precum și verificările privind funcționarea limitatorului de presiune, a dispozitivului de deconectare și încercarea de funcționare a descărcătorului. În cuprinsul capitolului sînt redate cele mai indicate scheme de încercare, precum și tabele cu performanțele descărcătoarelor montate în sistemul electroenergetic al R.S.R.

Capitolul 10 se ocupă de încercarea siguranțelor fuzibile de înaltă tensiune, iar în capitolul 11 se descriu încercările specifice ale bobinelor de reactanță limitatoare de curent și ale bobinelor de blocaj, ale celor de șuntare și ale celor de tratare a neutrului. Problemele abordate în cadrul cap. 11 sînt pentru prima oară tratate în literatura tehnică din țara noastră, avînd la bază o serie de contribuții originale ale autorului capitolului.

Dată fiind importanța și aria largă de răspîndire a transformatoarelor de măsură și protecție în ansamblul sistemului electroenergetic, autorii le acordă, în mod justificat, o atenție specială.

În cazul transformatoarelor de curent sînt analizate, pe lîngă probele clasice de verificare și încercare a izolației (cu tensiune mărită de frecvență industrială și impuls, tgδ etc.), de stabilitate termică și dinamică, de verificare a erorilor de raport și de unghi etc., o serie de încercări mai noi (speciale), cum ar fi: măsurarea nivelului descărcărilor parțiale, încercarea în regimul scurtcircuitului brusc.

În subcapitolul privind transformatoarele de tensiune, se acordă o atenție specială încercării izolației, domeniu în care autorul capitolului are, de asemenea, contribuții originale.

Elemente cu caracter de noutate în literatura tehnică se aduc și în cadrul capitolului 13, ,,Celule, posturi și stații prefabricate de medie și înaltă tensiune''.

În ultima parte a cărții se analizează, pe cuprinsul a cinci capitole, încercările specifice ale aparatelor electrice de joasă tensiune.

Astfel, în capitolul 14, ,,Contactoare'', sînt prezentate metodele de încercare privind: verificarea izolației, a căilor de curent, a sistemului electromagnetic și a dispozitivului de stingere a arcului electric, iar în capitolul 15 se descriu încercările ce se efectuează la întreruptoarele automate de joasă tensiune, conform STAS 4480-74 și CEI 157-1 din 1973.

În capitolul 16 se analizează problemele pe care le ridică încercarea siguranțelor fuzibile de joasă tensiune cu mare puterea de rupere, iar în capitolul 17 cele legate de încercarea contactoarelor cu relee (demaroare).

Ultimul capitol al cărții, capitolul 18, se ocupă de încercarea tablourilor de distribuție de joasă tensiune.

Lucrarea mai cuprinde nouă anexe și o bibliografie însumînd 118 titluri din domeniul aparatelor electrice.

Cartea este scrisă într-un limbaj clar, iar conținutul său este bine sistematizat, autorii reușind să extragă din literatura tehnică de specialitate, deosebit de bogată, și din numeroasele standarde — românești și străine —, recomandări internaționale etc., aspectele cele mai reprezentative, dar și cele mai adecvate scopului stabilirii prin încercări a performanțelor aparatelor electrice și a duratei de viață a acestora.

Lucrarea are de asemenea meritul de a ,,traduce'' limbajul de obicei arid, greoi, al normelor standardelor etc., într-unul bogat în conținut și idei, făcîndu-se apel permanent la fenomenul fizic care se petrece în timpul încercării, aceasta conducînd în final la o înțelegere și interpretare clară a rezultatelor încercărilor.

Toate acestea, precum și necesitatea acestei lucrări, de mult așteptată în literatura noastră tehnică, se pot constata și prin interesul deosebit cu care a fost primită de specialiști, epuizîndu-se din librării în cîteva zile de la apariție. Sub acest aspect, considerăm că se impune ca Editura tehnică să reediteze această deosebit de valoroasă lucrare.

Dr. ing. **C. Mihăileanu**
și ing. **G. Gavrilă**

Cuprinsul revistei „Energetica" vol. 24 (1976)

I. Articole de fond și editoriale

1. Mănescu, N.: *Orientări prioritare în sectorul energetic*, nr. 1, p. 1—2.

II. Energetică generală

1. Ruiu, A.: *Dezvoltarea surselor neconvenționale de producere a energiei electrice și impactul asupra mediului ambiant*, nr. 9, p. 301—306.

III. Termoenergetică

1. Athanasovici, V., Răducanu, C. și Valea, E.: *Optimizarea regimurilor de livrare a căldurii din CET urbane*, nr. 1, p. 22—24.
2. Ionescu-Sisești, D. și Cinski, E. D.: *Utilizarea căldurii reziduale sau nefolosite de la centralele termoelectrice*, nr. 1, p. 25—26.
3. Popescu, R., Mirescu, D., Biță, N., Matei, P. și Dragomir, T.: *Experimentări privind îmbunătățirea arderii gazelor*, nr. 2, p. 48—50.
4. Athanasovici, V., Valea, E. și Răducanu, C.: *Consumul de căldură pentru prepararea apei calde și economicitatea funcționării sistemelor de termoficare urbană*, nr. 2, p. 50—55.
5. Ionescu-Sisești, D., Georgescu, St., Ionescu, T. și Dumitrescu, T.: *Rezistența la abraziune a conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă. Imbătrînirea, rezistențele mecanice și inflamabilitatea*, nr. 2, p. 55—59.
6. Moțoiu, C. și Prisecaru, I.: *Încălzirea apei în rîuri datorită centralelor electrice și efectele asupra instalațiilor de răcire în industrie*, nr. 3, p. 81—85.
7. Stanisavlievici, L.: *Balanța ionică în filtrul cu pat mixt*, nr. 3, p. 85—89.
8. Busuioc, Fl., Costiner, Ed., Niculescu, A., Zaharia, V., Popescu, R. și Marinescu, V.: *Corelarea conținutului de hidrogen din abur cu regimul de funcționare a cazanelor cu parametri ridicați*, nr. 3, p. 89—93.
9. Popa, T.: *Centrale electrice ,,curate''*, nr. 4, p. 116—120.
10. Kertész, N.: *Determinarea oportunității instalării unor desupraîncălzitoare și răcitoare de condensat în circuitul regenerativ al unei turbine cu abur cu ajutorul unei metode de calcul rapide*, nr. 4, p. 126—130.
11. Vasilescu, N.: *Transmisia căldurii prin doi pereți plani paraleli, între care circulă un fluid*, nr. 5, p. 146—155.
12. Gatman, E. și Popa, M.: *Corelații între compoziția mineralogică și comportarea în procesele termoenergetice a materialelor cărbunoase exploatate din bazinul Oltenia-nord* nr. 5, p. 155—158.
13. Mihăescu, L.: *Modele fizico-matematice pentru arderea unui nor de praf de cărbune. Contribuții la influența curbei granulometrice*, nr. 5, p. 159—167.
14. Kertész, N.: *Considerații asupra corectării valorii consumului specific de căldură al turboagregatelor cu condensație la probele termotehnice de garanție*, nr. 6, p. 181—183.

15. Gooss, W.: *Spectroscopia de absorbție în infraroșu, folosită ca metodă analitică în supravegherea uleiurilor aditivate de turbină fabricate în țară*, nr. 6, p. 183—187.
16. Prisecaru, I., Moțoiu, C. și Șișchin, E.: *Metodă de predeterminare a performanțelor turbinelor de putere mare la diverse sarcini*, nr. 7, p. 221—224.
17. Neaga, C.: *Calculul randamentului și consumului de combustibil al unui cazan în regim variabil de funcționare*, nr. 8, p. 265—268.
18. Pop, M. G. M., Manea, D., Drăgănescu, D., Terzi, P. și Stoica, R.: *Pompa de căldură aer-aer, soluție economică pentru încălzirea electrică a locuințelor*, nr. 8, p. 269—273.
19. Mihăescu, L., Casaș, B. și Mihăescu, T.: *Funcționarea morilor cu ciocane la măcinarea lignitilor. Aplicații asupra morilor de la CTE Doicești*, nr. 9, p. 310—317.
20. Gooss, W. și Petriș, E.: *Teste de performanță utilizate în aprecierea comportării uleiurilor aditivate de turbină*, nr. 10, p. 361—365.
21. Neaga, C.: *Determinarea randamentului unui cazan de abur în conformitate cu recomandarea ISO*, nr. 11, p. 395 399.
22. Prisecaru, I., Stan, N. și Leca, A.: *Model matematic frecvențial pentru determinarea comportării schimbătoarelor de căldură cu parametri distribuiți în regimuri termice tranzitorii*, nr. 12, p. 437—440.
23. Neaga, C.: *Cîmpurile de temperaturi în preîncălzitorul de aer cu agent termic intermediar*, nr. 12, p. 441—446.

IV. Electroenergetică

1. Crisciu, H., Neaga, V. și Radu, I.: *Metodologie și algoritm pentru amplasarea optimă a posturilor de transformare în cadrul schemelor de alimentare și distribuție a energiei electrice, aferente marilor consumatori industriali*, nr. 1, p. 27—34.
2. Burdeți, D.: *Îmbunătățiri aduse schemelor de semnalizare la blocurile de 210 MW, pentru creșterea siguranței și selectivității în funcționare*, nr. 1, p. 35—39.
3. Pomârleanu, M., Bejuscu, L. și Făinaru, B.: *Utilizarea unor rețele succesiv reduse pentru studii de stabilitate statică în sisteme electroenergetice complexe*, nr. 3, p. 94—97.
4. Manolescu, G., Stein, M. și Vâlcereanu, Gh.: *Asupra unor criterii de risc privind alegerea configurației rețelelor de transport zonale*, nr. 3, p. 97—101.
5. Dimo, P., Pomârleanu, M., Bejuscu, L., Radu, I. și Sîrbu, M.: *Utilizarea echivalenților REI la studiul sistemelor vaste interconectate*, nr. 4, p. 109—115.
6. Crisciu, H., Neagu, V. și Radu, I.: *Procedeu de amplasare rațională a surselor de putere reactivă în interiorul unui combinat industrial*, nr. 4, p. 133—137.
7. Iancovici, P., Manea, G. și Drăgan, D.: *Probleme privind încadrarea în sistem a compensatoarelor sincrone de 60 MVar*, nr. 5, p. 168—172.
8. Pătrășescu, D.: *Unele aspecte ale corelării nivelurilor de scurtcircuit din rețelele de distribuție cu curenții de pornire, respectiv de autopornire, ai motoarelor*, nr. 5, p. 172—175.
9. Terchilă, N.: *Metode și aparate moderne pentru localizarea defectelor în cablurile electrice de forță*, nr. 5, p. 176—180.
10. Mîrzan, E.: *Considerații asupra determinării pendulațiilor care apar la subexcitarea bruscă a hidrogeneratoarelor. Analiza fenomenelor de pendulație apărute la CHE Rîmnicu-Vîlcea*, nr. 6, p. 187—193.
11. Iacobescu, Gh.: *Influența condițiilor de alimentare asupra regimului termic al conductoarelor electrice*, nr. 6, p. 193—203.
12. Vădănescu, G., Drăgan, D. și Velicu, St.: *Procedee de ameliorare a funcționării stabile a generatoarelor mari din sistem*, nr. 6, p. 208—212.
13. Constantinescu, J. și Homoș, M.: *Algoritm și program pentru calculul regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice prin metoda decuplării*, nr. 6, p. 212—216.
14. Dăncilă, M.: *Considerații privind proiectarea și realizarea unor armături de protecție destinate echipării lanțurilor de izolatoare pentru LEA 110—400 kV*, nr. 7, p. 229—236.
15. Chirculescu, N. și Apostoleanu, A.: *Algoritm și program pentru calculul regimurilor staționare și al pierderilor de putere în rețelele radiale de joasă tensiune. Programul RAJ*, nr. 7, p. 237—247.
16. Covar, E.: *Metodă de calcul al tensiunilor pe bare în regim de autopornire a motoarelor electrice după goluri de tensiune*, nr. 7, p. 252—258.
17. Necșulescu, D. S., Stein, M. și Cristovici, A.: *Analiza cauză-efect a indicatorilor de siguranță ai liniilor de înaltă tensiune*, nr. 8, p. 280—283.
18. Covar, E.: *Influența bobinelor de reactanță asupra condițiilor de alimentare cu energie electrică și de autopornire a motoarelor electrice*, nr. 8, p. 294—297.
19. Sufletel, N., Ivas, D. și Ilinca, M.: *Nomograme pentru predimensionarea alimentărilor cu energie a motoarelor asincrone*, nr. 9, p. 325—328.
20. Gheorghe, O. și Ștefănescu, Z.: *Particularitățile instalațiilor de protecție și automatizări aferente rețelelor în care debitează hidrogeneratoare-bulb*, nr. 9, p. 329—335.
21. Covar, E.: *Calculul tensiunilor pe bare la autopornirea simultană a motoarelor electrice racordate la stații alimentate în cascadă*, nr. 9, p. 335—339.
22. Buhuș, P., Iordache, M. și Costescu, D.: *Oportunitatea folosirii transformatoarelor neinflamabile în țara noastră*, nr. 9, p. 340—346.
23. Zărnescu, H. și Ignat, I.: *Contribuții la analiza procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații profunde de tensiune care o scot din sincronism*, nr. 10, p. 366—376.
24. Chirculescu, N. și Marinescu, D.: *Algoritm și program pentru calculul regimurilor staționare și al pierderilor de putere în rețelele radiale de medie tensiune*, nr. 10, p. 377—381.
25. Buhuș, P., Chiuță, I. N. și Iordache, M.: *Considerații privind nivelurile și distanțele de izolație pentru stațiile de 110—765 kV*, nr. 11, p. 399—405.
26. Ivașcu, C., Nemeș, M. și Velicescu, C.: *Probleme privind automatizarea în rețelele de medie tensiune la trecerea de la funcționarea cu neutrul izolat la cea cu neutrul tratat prin rezistență*, nr. 11, p. 405—409.
27. Zărnescu, H.: *Contribuții la introducerea unei excitații optime a mașinii sincrone în cazul ieșirii certe din sincronism la variații și întreruperi de tensiune*, nr. 11, p. 409—420.
28. Mathe, B., Gavrilă, Gh. și Mihalcea, E.: *Influența inductivității conductorului de coborîre pînă la priza de pămînt asupra creșterilor de potențial ale cablurilor de forță și de telecomunicații*, nr. 12, p. 454—461.

V. Hidroenergetică

1. Popescu, V.: *Amenajarea hidroenergetică Someș*, nr. 1, p. 3—8.
2. Diacon, Al., Seteanu, I. și Popa, R.: *Model liniar-neliniar de optimizare hidroenergetică pe termen scurt*, nr. 1, p. 9—16.
3. Ardeleanu, Fl., Măruță, Al. și Stere, C.: *Aspecte ale difuziei termice la interacțiunea dintre curenții de apă caldă proveniți de la centralele termoelectrice și cursurile naturale de apă în care sînt evacuați*, nr. 2, p. 45—47.
4. Dinescu, P. și Cosma, Gh.: *Grinda mobilă triplă pentru măsurarea debitelor cu moriști hidrometrice*, nr. 2, p. 59—63.
5. Seteanu, I. și Popa, R.: *Model analitic de tranzit al viiturilor printr-o cascadă de lacuri de acumulare*, nr. 10, p. 349—355.
6. Diacon, Al., Seteanu, I. și Popa, R.: *Model determinist generalizat pentru optimizarea exploatării cascadelor de centrale hidroelectrice*, nr. 11, p. 389—395
7. Dimitriu, R.: *Metodă de stabilire a rapidității specifice și a turației sincrone la hidroagregatele tip Francis. Aplicații, rezultate și realizarea reducerii prețului de cost al fabricației lor* nr. 12, p. 450—454.

VI. Energetică nucleară

1. Pop, M. G. M., Ursu, Ec. și Manea, D.: *Evaluarea probabilistică a duratei de viață de proiect la generatoarele de abur din CNE în cazul anumitor regimuri tranzitorii*, nr. 7, p. 225—229.
2. Alexe, Fl., Manea, D. și Șișchin, E.: *Studii de optimizare a presiunii de separare mecanică externă și supraîncălzire intermediară la ciclurile CNE cu abur saturat*, nr. 8, p. 274—280.
3. Pop, M. G. M., Ursu, Ec. și Manea, D.: *Multiplul de circulație — un criteriu important pentru proiectarea generatoarelor de abur verticale cu circulație naturală din centralele nuclearoelectrice*, nr. 9, p. 307—309.
4. Pop, M. G. M., Manea, D., Ursu, Ec. și Manea, N.: *Metodă și cod de calcul pentru determinarea influenței regimurilor tranzitorii asupra duratei de viață a generatoarelor de abur din CNE*, nr. 10, p. 356—361.

VII. Energetică industrială

1. Athanasovici, V., Prisecaru, I., Badea, A. și Leca, A.: *Recuperarea și returnarea condensatului de la consumatorii industriali*, nr. 4, p. 109—115.
2. Crisciu, H., Neagu, V. și Radu, I.: *Procedeu de amplasare rațională a surselor de putere reactivă în interiorul unui combinat industrial*, nr. 4, p. 133—137.
3. Leca, A., Prisecaru, I., Stan, N. și Ghițescu, P.: *Analiza bilanțurilor termice la rezervoarele de produse încălzite*, nr. 5, p. 141—146.
4. Comșa, D. și Darie, S.: *Influența cuptoarelor electrice cu arc asupra rețelelor de distribuție*, nr. 7, p. 248—252.
5. Selischi, Al. și Rențea, I.: *Metodă de calcul al regimului de pornire a motoarelor asincrone de putere mare care acționează mașini de lucru cu caracteristică de tip ventilator*, nr. 8, p. 284—289.
6. Comșa, D. și Darie, S.: *Măsurarea mărimilor și parametrilor cuptoarelor electrice cu arc*, nr. 8, p. 289—294.
7. Suflețel, N., Ivas, D. și Ilinca, M.: *Nomograme pentru predimensionarea alimentărilor cu energie a motoarelor asincrone*, nr. 9, p. 325—328.
8. Athanasovici, V. și Marinescu, D.: *Efectele reducerii parametrilor agentului termic pentru unele procese tehnologice dintr-o întreprindere caracteristică industriei chimice*, nr. 12, p. 447—450.

VIII. Din exploatare

1. Mîrzan, E.: *Considerații asupra determinării pendulațiilor care apar la subexcitarea bruscă a hidrogeneratoarelor. Analiza fenomenelor de pendulație apărute la CHE Rîmnicu-Vîlcea*, nr. 6, p. 187—193.
2. Gheorghiu, I.: *Contribuții la studiul efectelor poluării asupra izolației electrice. Soluții noi de creștere a siguranței în funcționarea rețelelor electrice amplasate în medii poluate*, nr. 9, p. 318—324.
3. Nicu, Vl.: *Aproximarea caracteristicilor de consum ale turbinei cu termoficare funcționînd după graficul de sarcină termică*, nr. 10, p. 382—384.
4. Lokodi, Z. și Kerekes, I.: *Determinarea în timpul funcționării a unor caracteristici de montaj la circuite secundare*, nr. 11, p. 420—429.

IX. Construcții-montaj

1. Măcriș, A. și Stroia, V.: *Calculul stabilității macaralei-turn 50 tf × 20 m la sarcini din vînt*, nr. 7, p. 258—264.

X. Poluarea mediului înconjurător

1. Mihăileanu, C., Ardeleanu, Fl., Măruță, Al., Müller, E., Treanță, P. și Dumitru, C.: *Studii privind comportarea termică a cursurilor de apă sub influența apelor calde provenite de la centralele termoelectrice*, nr. 1, p. 16—21.
2. Ardeleanu, Fl., Măruță, Al. și Stere, C.: *Aspecte ale difuziei termice la interacțiunea dintre curenții de apă caldă proveniți de la centralele termoelectrice și cursurile naturale de apă în care sînt evacuați*, nr. 2, p. 45—47.
3. Ruiu, A.: *Dezvoltarea surselor neconvenționale de producere a energiei electrice și impactul asupra mediului ambiant*, nr. 9, p. 301—306.

XI. Articole tehnico-economice și organizatorice

1. Ivas, D.: *Contribuții la determinarea indicatorilor continuității în electroalimentare prin simulare analogică*, nr. 4, p. 131—133.
2. Albert, H., Rînea, A. și Bădin, M.: *Consumul tehnologic al rețelelor electrice de transport. Normare, evidență, control*, nr. 6, p. 204—208.
3. Popescu, A.: *Delegarea autorității și a responsabilității*, nr. 6, p. 217—219.
4. Stănculescu, A.: *Metodă grafo-analitică pentru rezolvarea problemelor de decizie multicriterială*, nr. 8, p. 297—300.
5. Hristoforov, A. și Mustață, V.: *Urmărirea comportării în exploatare, a întreținerii și reparării construcțiilor — în atenția energeticienilor*, nr. 12, p. 461—463.

XII. Energetica peste hotare

1. Petroianu, Al.: *Conferințe și studii recente privind direcțiile principale ale cercetării în S.U.A. în domeniul sistemelor electroenergetice*, nr. 2, p. 64—70.
2. Petroianu, Al.: *Direcții de cercetare în domeniul dispecerului economic. Teze de doctorat elaborate în perioada 1969—1974 în S.U.A. și Canada*, nr. 3, p. 101—106.
3. Bartoszek, B.: *Perspectivele dezvoltării energeticii în R. P. Polonă pînă în anul 1980*, nr. 4, p. 138—140.

XIII. Cronică

1. Leca, A.: *Sesiunea jubiliară cu tema: „Ridicarea economicității funcționării sistemului energetic", cu prilejul aniversării a 25 de ani de la înființarea Facultății de energetică*, nr. 1, p. 40—42.
2. *Consfătuirea energeticienilor „Valorificarea cu randamente și efecte superioare a surselor de energie existente și posibilități de utilizare a surselor noi de energie*, nr. 2, p. 71—76.
3. Dănilă, N. și Niculescu, N.: *A IV-a Consfătuire a termoenergeticienilor — Săvinești, octombrie 1975*, nr. 3, p. 107—108.
4. Petrescu, A. M.: *Activitatea desfășurată de Comitetul pentru studiul disponibilității centralelor termoelectrice din cadrul Conferinței Mondiale a Energiei*, nr. 10, p. 384—386.

Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la:
ILEXIM-departamentul Export-Import Presă, P.O.
Box 136-137 telex 11226, București, str. 13 decembrie nr. 3

SOMMAIRE

CD 621.1/.2 : 536.24.001.57

Prisecaru, I. Stan, et *Leca, A.* : **Modèle mathèmatique fréquentiel pour déterminer le comportement des échangeurs de chaleur qui ont des paramètres repartis en régimes thermiques transitoires**

Energetica 24 (1976), no. 12, p. 437–440

CD 621.1/.2 : 536.24 : 517.9

Neaga, C, : **Champs de températures dans le préchauffeur d'air avec agent thermique intermédiaire**

Après avoir exposé le principe de fonctionnement d'un préchauffeur d'air avec agent thermique intermédiaire, on déduit les systèmes d'équations différentielles qui ont le rôle de modeler mathématiquement le phénomène de chaleur. La résolution de ces équations conduit aux expressions analytiques des températures des agents thermiques en tant que fonctions d'espaces et de temps. Ces expressions sont utilisées au dimensionnement du préchauffeur d'air avec agent thermique intermédiaire.

Energetica 24 (1976), no. 12, p. 441–446

CD 621.1/.2 : 66

Athanasovici, V. et *Marinescu, D.* : **Les effets de la réduction des paramètres de l'agent thermique sur certains processus technologiques d'une entreprise spécifique de l'industrie chimique**

Energetica 24 (1976), no. 12, p. 447–450

CD 621. 22 : 621.313.12.003.12

Dimitriu, R. : **Méthode pour établir la rapidité spécifique et le regime synchrone des hydroagrégats du type Francis. Applications, résultats et modalité de réduire le prix de revient de leur fabrication**

L'auteur présente une nouvelle formule de calcul basée sur des méthodes statistiques et graphiques pour le calcul de la rapidité spécifique, respectivement du régime synchrone des turbines hydrauliques du type Francis. Y sont exposés les avantages économiques résultant par suite de l'application de la formule dans les projets et la fabrication des hydroagrégats munis de ce type de turbines.

Energetica 24 (1976), no. 12, p. 450–454

CD 621.315.1/.5

Mathé, B., Gavrilă, Gh. et *Mihalcea, E.* : **Influence de l'inductivité du conducteur de descente jusqu'à la prise de terre sur la croissance de potentiel des câbles pour le transport de forces et télécommunications**

Analyse, sur modéle analogique, des croissances de potentiel qui apparaissent sur la gaine des câbles de force et de télécommunications dues aux courants de foudre de diverses formes, compte-tenu des pertes à la terre sur la gaine de câble de longueur différentes, dans le cas du coup de foudre sur le pylône de la ligne électrique.

Energetica 24 (1976), no. 12, p. 454–461

CD 621.3.016 : 624/625

Hristoforov, Al. et *Mustață, V.* : **Surveillance du comportement en service, de l'entretien et de la réparation des constructions — à l'attention des énergéticiens**

Energetica 24 (1976), no. 12, p. 461–463

CONTENTS

DC 621.1/.2 : 536.24.001.57

Prisecaru, I., Stan, N. and *Leca, A.* : **Frequentiel model for the determination of distributed parameters heat exchangers behaviour in transient thermal regimes**

Energetica 24 (1976), nr. 12, p. 437–440

DC 621.1/.2 : 536.24 : 517.9

Neaga, C. : **Temperature fields in the air preheater with intermediary thermal agent**

After explaining the operation principle of an air preheater with intermediary thermal agent, the differential equations systems which mathematically model heat exchange phenomenon are found. The solving of these equations leads to the discovering of the analytical expressions of the thermal agents temperatures as space and time functions. The use of these expressions for the dimensioning of an air preheater with an intermediary thermal agent is shown.

Energetica 24 (1976), nr. 12, p. 441–447

DC 621.1/.2 : 66

Athanasovici, V. and *Marinescu, D.* : **The thermal agents parameters reduction consequence for some technologieal processes in a chemical industry enterprise**

Energetica 24 (1976), nr. 12, p. 447–450

DC 621.22 : 621.313.12.003.12

Dimitriu, R. : **Method for specific speed and synchronous rotation determination at Francis hydroturbines. Applications, results and production cost decrease**

A new calculation formula based on statistical and graphical methods for the specific speed calculation, i.e. of the synchronous rotation at Francis turbines is presented. The economical advantages implied by the use of this formula during the design and production of units are presented .

Energetica 24 (1976), nr. 12, p. 450–454

DC 621.315.1/.5

Mathé, B., Gavrilă, Gh. and *Mihalcea, E.* : **Influence of the earth plate descent conductor conductance upon the potential increase of power and telecommunications cables**

The potential increases which appear on the power and telecommunications cables coating due to different forms of lightning currents, taking into account their earth plate descent conductor inductance and the earth leakages from the cable coating of different lengths, in the case of lightning in the electric connection line are analysed.

Energetica 24 (1976), nr. 12, p. 454–461

DC 621.3.016 : 624/625

Hristoforov, Al. and *Mustață, V.* : **Supervising, maintenance and repairing of constructions — a task for the power worker**

Energetica 24 (1976), nr. 12, p. 461–463

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.1/.2 : 536.24.001.57

Присекару, И., Стан, Н, и *Лека, А.:* **Частотная математическая модель для определения поведения теплообменников с параметрами, распределенными в переходных тепловых режимах**

Energetica 24 (1976), № 12, стр. 437–440

ДК 621.1/.2 :536.24 : 517.9

Неага, К.: **Температурные поля в подогревателях воздуха со средним тепловым агентом**

После того, как был показан принцип работы одного подогревателя воздуха со средним тепловым агентом, выводятся системы дифференциальных уравнений, которые математически моделируют явление теплообмена. Разрешение этих уравнений приводит к нахождению аналитических выражений температур тепловых агентов, как функций пространства и времени. Показано исполь зование этих выражений для размерности подогревателей воздуха со средним теплорым агентом.

Energetica 24 (1976), № 12, стр. 441–446

ДК 621.1./2 : 66

Атанасович, В. и *Маринеску, Д.:* **Эффекты снижения параметров теплового агента для некоторых технологических процессов в предприятии, специфическом для химической промышленности**

Energetica 24 (1976) № 12, стр. 447–450

ДК 621. 22 ; 621.313.12.003.12

Димитриу, Р.: **Метод установления специфической быстроты и синхронных оборотов на гидроагрегатах типа Фрэнсис. Применения, результаты и осуществление снижения себестоимости производства**

Представлена новая формула расчета, основанная на статистических и графических методах для расчета специфической быстроты, соответственной синхронного оборота на гидравлических турбинах типа Фрэнсис. Показаны экономические преимущества, вытекающие из проектирования и производства гидроагрегатов, оборудованных этим типом турбин, путем применения формулы.

Energetica 24 (1976), № 12, стр. 450–454

ДК 621.315.1/.5

Матэ, Б., Гаврилэ, Г. и *Михалча, Э.:* **Влияние индуктивности проводника опущения до точки заземления на рост потенциала силовых и слаботочных кабелей**

На аналогической модели анализируется рост потенциала, который появляется на оболочке силовых и слаботочных кабелей из-за токов молнии различных форм, учитывая индуктивность проводника опущения до точки заземления и до точки протекания тока в землю по оболочке кабеля различной длины в случае удара молнии в опору электрической линии соединения.

Energetica 24 (1976), № 12, стр. 454–461

ДК 621.3.016 : 624/625

Христофоров, Ал. и *Мустацэ, В.:* **Наблюдение за поведением в эксплуатации, а также вопросы ухода и ремонта сооружений (построек) в поле зрения энергетиков**

Energetica 24 (1976), № 12, стр. 461–463

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.1/.2 ; 536.24.001.57

Prisecaru, I., Stan, N. und *Leca, A.:* **Mathematisches Frequenzialmodell zur Bestimmung des Verhaltens von Wärmeaustauschern mit verteilten Parametern bei wärmetechnischen Übergangszuständen**

Energetica 24 (1976), H. 12, S. 437–440

DK 621.1/.2 : 536.24 : 517.9

Neaga, C.: **Temperaturfeldern im Luftvorwärmer mit zwischengeschaltetem Wärmeträger**

Nach der Beschreibung der Arbeitsweise eines mit zwischengeschaltetem Wärmeträger arbeitenden Luftvorwärmer werden die den Wärmeaustauschprozess mathematisch darstellenden Differentialgleichungssysteme abgeleitet. Die Lösung dieser Gleichungen führt zur Ableitung analytischer Ausdrücke der Wärmeträgertemperaturen als Raum-und Zeitfunktionen. Es wird ferner die Art und Weise gezeigt, in der diese Audrücke bei der Auslegung der mit zwischen geschaltetem Wärmeträger arbeitenden Luftvorwämer verwendet werden.

Energetica 24 (1976), H. 12, S. 441–446

DK 621.1/.2 : 66

Athanasovici, V. und *Marinescu, D.:* **Die Auswirkungen der Senkung von Wärmeträgerparametern bei bestimmten Verfahren der chemischen Industrie**

Energetica 24 (1976), H. 12. S. 447–450

DK 621.22 : 621.313.12.003.12

Dimitriu, R.: **Verfahren zur Bestimmung der spezifischen Schnelligkeit und der synchronen Drehzahl bei Francis-Turbinen. Anwendungsfälle und Ergebnisse. Senkung der Selbstkosten bei ihrer Fertigung**

Es wird eine neue auf graphische und statistische Verfahren beruhende Berechnungsformel zur Bestimmung der spezifischen Schnelligkeit bzw. der synchronen Drehzahl bei den Francis-Turbinen gezeigt. Dann werden die in der Projektierung und Fertigung der mit diesem Turbinentyp ausgerästeten Wasserkraftaggregate unter Anwendung der Formel erzielbaren wirtschaftlichen Ergebnisse geschildert.

Energetica 24 (1976), H. 12, S. 450–454

DK 621.315.1/.5

Mathé, B., Gavrilă, Gh. und *Mihalcea, E.:* **Der Einfluss der Induktivität des Niederführungsleiters bis zur Erdungsstelle auf die Potentialanhebung in den Starkstrom-und Fernmeldekabeln**

Anhand eine analogen Modells werden die Potentialanhebungen an der Schutzmantel von Starkstrom-und Fernmeldekabeln beim Auftreten von Blitzströmen verschiedener Form unter Berücksichtigung der Induktivität der Niederführungsleiter bis zur Erdungsstelle und der beim direkte Blitzeinschlag in den Freileitungsmast zwischen der Kabelmantel verschiedener Länge und der Erd fliessende Strom untersucht.

Energetica 24 (1976), H. 12, S. 454–461

DK 621.3.016. :624/625

Hristoforov, Al. und *Mustață, V.:* **Überwachung des Betriebsverhaltens und die Fragen der Wartung und Instandsetzung von Bauwerken im Blickfeld der Energetiker**

Energetica 24 (1976), H. 12, S. 461–463

1977 JUN 3 0